

論文題目

「同軸型熱電対を用いた内燃機関における燃焼室壁面の温度計測及び熱流束解析の
高精度化に関する研究」

東京都市大学
機械工学専攻 1791101
石井 大二郎

目次

第1章 緒言	5
1.1 研究背景	5
1.1.1 これまでに使用されてきた壁面温度計測技術	6
1.1.2 本研究で選択した計測技術	8
1.1.3 同軸型熱電対の問題点	9
1.1.4 規格熱電対材料で構成された汎用同軸型熱電対の問題点	10
1.2 研究目的	11
1.3 論文の構成	12
第2章 同軸型熱電対及び計測システムの開発	13
2.1 各センサの基本構造	13
2.1.1 本研究で開発した高精度同軸型熱電対(センサ A)	13
2.1.2 汎用同軸型熱電対(センサ B)	14
2.2 計測システムの開発	16
2.2.1 システムの構成	17
2.2.2 電磁放射ノイズ対策	18
2.2.3 電源ノイズ対策	19
2.2.4 新型システム	20
2.3 温度－熱起電力校正(センサ A)	22
2.3.1 日本工業規格 JIS での規定	22
2.3.2 校正方法（比較法）	23
2.3.3 計測機器の選定	25
2.3.4 校正結果	26
2.3.5 校正における不確かさ	26
2.4 熱流束解析方法	29
2.4.1 解析方法	29
2.4.2 熱物性値	31
2.5 まとめ	33
第3章 高精度同軸型熱電対(センサ A)の製作法確立	34
3.1 動的ばらつき低減を目指した製作法の検討	34
3.1.1 ボディ加工	35
3.1.2 微細穴加工	35
3.1.3 内部線の圧着固定	40
3.1.4 心線の接着固定	43
3.1.5 ホルダへの埋め込み	44
3.1.6 センサ表面研磨	45

3.1.7 センサ表面のパターニング(フォトリソグラフィ法).....	49
3.1.8 合金薄膜の成膜.....	50
3.1.9 配線の保護.....	51
3.2 動的ばらつきの検証.....	52
3.3 まとめ.....	53
第4章 測定原理に基づく高精度同軸型熱電対の構成材料検討.....	54
4.1 同軸型熱電対の測定原理の考察.....	54
4.2 精度検証のための数値解析手法.....	56
4.2.1 解析モデル.....	56
4.2.2 解析条件.....	58
4.2.3 各構成材料の熱物性値.....	59
4.2.4 解析方法.....	60
4.3 従来の同軸型熱電対の問題点.....	67
4.4 新たな薄膜材料の検討.....	69
4.5 薄膜材料による熱流束解析精度の比較.....	73
4.6 薄膜とバルクの熱電能差の影響.....	77
4.7 実測解析による精度検証.....	79
4.7.1 実験手法.....	79
4.7.2 表面計測結果.....	80
4.7.3 熱流束解析結果.....	81
4.8 まとめ.....	82
第5章 同軸型熱電対の応答速度及び検証手法の開発.....	83
5.1 燃焼室表面温度計測に必要な周波数特性.....	83
5.1.1 検証方法.....	83
5.1.2 検証結果.....	85
5.2 検証装置.....	88
5.3 検証方法.....	89
5.3.1 チョッパー遷移時間の検討.....	89
5.3.2 熱流束振幅の評価方法.....	90
5.3.3 検証結果.....	92
5.4 応答特性－S/N比のまとめ.....	94
5.5 まとめ.....	96
第6章 同軸型熱電対の熱流束解析精度に関する検討.....	97
6.1 数値解析による精度比較.....	98
6.1.1 温度分布の解析方法.....	98
6.1.2 表面接点温度の解析結果.....	99

6.1.3.1 次元(従来)熱流束解析結果	100
6.1.4 センサ断面の温度分布	101
6.1.5 燃焼ガスからセンサ表面に流入する熱流束	103
6.2 新たな熱流束解析方法の提案.....	104
6.2.1.2 次元熱流束解析方法	104
6.2.2.2 次元熱流束解析結果	108
6.2.3.1 次元と2次元の平均熱流束解析結果.....	109
6.3 実測による精度検証.....	110
6.3.1 実験手法	110
6.3.2 表面接点温度の計測結果.....	110
6.3.3 熱流束の解析結果.....	112
6.4 熱流束解析精度のまとめ.....	114
6.5 まとめ	116
第7章 結言	117
参考文献	119
[付録1]熱処理温度によるAC2B-T6材の熱物性値変化.....	123
[付録2]高精度同軸型熱電対(センサA)の構成材料の熱物性値.....	125
[付録3]2次元熱流束解析における表面接点位置の妥当性(センサA)	126
謝辞	127

第1章 緒言

1.1 研究背景

現代において、自動車は社会を支える重要な役割を果たしている。しかしながら、グローバルなモータリゼーション(Motorization)の発展によって資源の枯渇化が著しく進んでおり、国際エネルギー機関の”World Energy Outlook 2017” [1]によると 2014 年における石油の全消費量のうち 54%が自動車用燃料として使用され、世界全体の CO2 排出量の 27%が運輸部門で占められている。最近では、電動化による一層の省エネルギーを目的として充電可能なハイブリット自動車(HEV: Hybrid Electric Vehicle, PHEV: Plug-in Hybrid Electric Vehicle)や電気自動車(EV: Electric Vehicle)、さらに燃料電池自動車(FCV: Fuel Cell Vehicle)などの次世代エネルギー自動車が注目されており、これらの普及事業や研究開発が進められているが、内燃機関自動車の熱効率向上や排気浄化は重要な研究開発課題であり、ハイブリットシステムでも内燃機関の高効率化が燃費改善につながるといえる [2]。

ガソリン機関では、高効率化のためにリーンバーン [3]、遮熱膜コーティング [4]、水噴射(主はノック抑制効果) [5]などの冷却損失低減技術の研究開発が進められ、各技術の最適化検討や新技術の創出には数値シミュレーションモデルによって冷却損失(熱流束)の空間分布・時間変化を予測することが重要となる。最近では、HINOCA [6] [7]に代表されるように燃焼室内ガスから壁面にかけての複雑な熱伝達機構の解明に基づいたモデル構築が進められており、モデルの精度向上に伴い実測検証する手法にも高い定量性が求められる。また、燃焼室壁面付近の熱伝達機構を解明するために、PIV(Particle Image Velocimetry)計測 [8]や LIF(Laser Induced Fluorescence) [9]などの光学計測と熱流束の同時計測が求められているが、非燃焼条件での計測となるので壁面熱流束の微小変化を捉えることも課題となっている。さらに、ノック抑制技術 [10]等においては吸気から圧縮行程かけての熱伝達促進効果の検証が求められ、壁温に近い混合気(ガス)温度と壁面温度によって決定される熱伝達率や熱流束を高精度に解析することが重要で、壁面温度を正確に計測することが必要となる。このような燃焼室内ガスから壁面への局所的な冷却損失(熱流束)を予測するモデルなどを検証手法として、多くの研究者が瞬時表面温度と内部温度を計測して、それらの温度から熱伝導方程式を用いて熱流束を解析する手法が用いてきた。

しかしながら、従来の研究では温度計測及び熱流束解析の精度について十分に検証されているとはいえず、様々な課題も存在する。さらには、燃焼室壁面近傍の熱伝達特性やモデルを検討する研究には、ISA(International Society of Automation)で規定された熱電対材料で構成された購入可能な汎用同軸型熱電対が近年最も多く使用されているが、計測精度への影響を検証した例はないのが現状である。

1.1.1 これまでに使用されてきた壁面温度計測技術

作動ガスから燃焼室壁面にかけての冷却損失(熱流束)は対流及び輻射熱伝達によって支配され、壁面温度及び熱流束を正確に計測・解析することが重要となる。Eichelberg [11](図 1-1(a))は燃焼室に加工した穴と線のエッジ部を接触(edge-contact)させ、熱容量の小さい熱接点形成することで 1 サイクル中の壁面温度変化を初めて計測した。その後、内燃機関の燃焼室壁面における熱伝達特性を解析するために、真空蒸着や化学めっき等を用いて個々の研究目的に沿った様々なタイプのセンサ開発されてきた [12]。以下では、これらのセンサの特徴について述べる。

■薄膜型熱電対(Thin film type thermocouple)

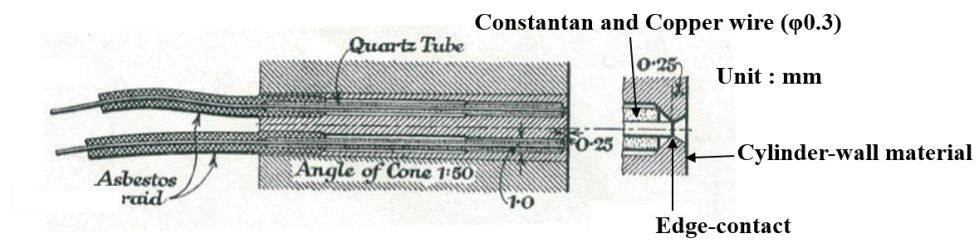
薄膜型熱電対は薄膜化した 2 種類の熱電対材料を重ね合わせて熱接点を形成したもので、Annand [13](図 1-1(b))は薄膜化したアルミ-アンチモン熱電対を鉄系シリンダヘッド表面に直接形成して、燃焼室内の各点の表面温度を計測した。最近では、三原ら [14] [15]がスパッタリング法を用いて薄膜厚さを $0.1\sim 1\mu\text{m}$ 、接点大きさを $50\mu\text{m}$ とした表面温度センサを開発し、燃焼室壁面やすべり軸受のしゅう動面に適用した。Assanis [16]や中尾ら [17]は、通常の燃焼室表面と遮熱コーティングした燃焼室表面に薄膜化した熱電対材料を形成して、遮熱コーティングによる熱伝達特性への影響を調査した。

■同軸型熱電対(Coaxial type thermocouple)

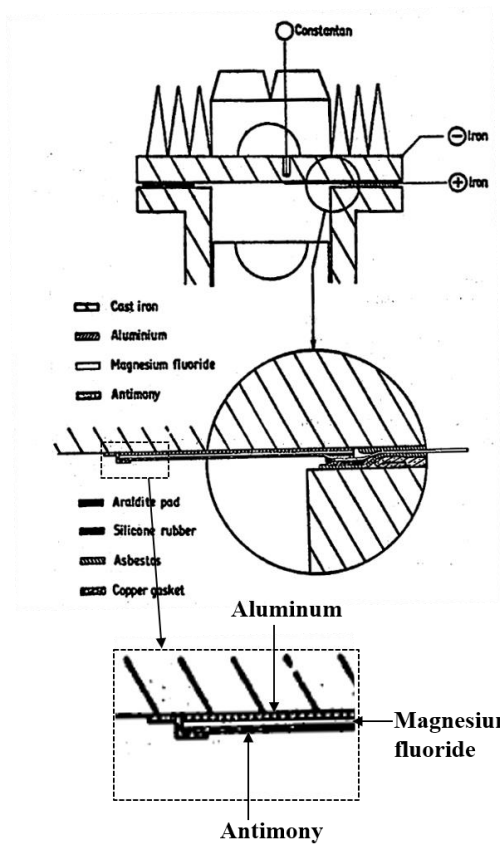
同軸型熱電対は第一熱電対材料であるボディ(棒材)に穴あけ加工して、対となる第二熱電対材料である心線を挿入して、電氣的に絶縁してボディに固定する。その表面に真空蒸着もしくはめっきによって薄膜を形成することで、ボディ-心線熱電対の熱接点となる。本構造は Bendersky [18]によって耐久性及び応答性が必要な拳銃のボア表面温度を計測するために初めて開発され、LeFeuvre [19](図 1-1(c))や Overbye ら [20]によって燃焼室の表面温度計測に適用され、今では最も多く使用されている。また、同軸型構造ではないが吉田・針谷ら [21]などによって同様の測定原理を有するセンサも開発されてきた。

■薄膜型測温抵抗体及びサーミスタ(Thin film type resistance thermometer & thermistor)

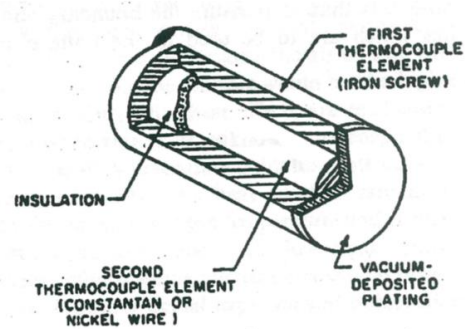
薄膜型測温抵抗体及びサーミスタは、真空蒸着等によって薄膜化した抵抗体材料を絶縁体(もしくは膜)上に形成して、その抵抗体の電気抵抗の温度変化を利用する方法である。Dao ら [22](図 1-1(d))はモータリング条件での微小な熱流束を得るために熱電対よりも S/N 比(Signal-Noise ratio)が有利であるサーミスタを採用して、バルブヘッドに接着固定されたパイレックス(耐熱ガラス)表面にサーミスタを薄膜化して形成した。最近では中別府ら [23]は MEMS(Micro-Electro-Mechanical System)技術 [24]を利用して、乱流熱伝達特性を解析するために、絶縁膜(SiO_2)上にスパッタリング法を用いて抵抗体(白金)の感温部をサブミリスケール(乱流渦スケールと同等)で 3 点形成した。



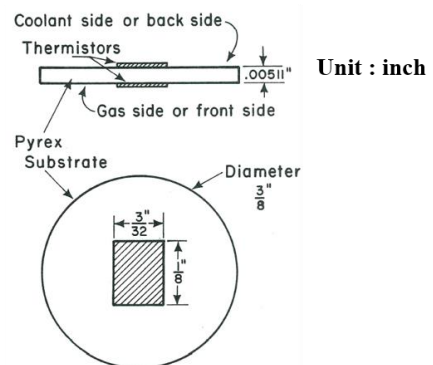
(a) Eichelberg, 1939 [11]



(b) Annand, 1970 [13]



(c) LeFeuvre, 1969 [19]



(d) K. Dao and O. A. Uyehara, 1973 [22]

図 1-1 これまでに使用されてきた壁面温度計測技術

1.1.2 本研究で選択した計測技術

表 1-1 に 1.1.1 項で述べた各計測技術の特長を示す．最近の一部の論文ではサブミリスケールで境界層内の速度分布を計測した報告 [8]があるが，本研究では境界層内の構造を明らかにするのではなく，冷却損失低減技術や損失低減予測モデルの検証を目的としているのでミリスケールで十分であると考えた．また，本研究では冷却損失低減効果を定量評価可能な基準センサを開発して，各研究機関に提供して，低減手法の定量比較や低減効果を予測するモデルを検証する役割を担うことを最終目的としている．このため，センサの製作や計測手法はより汎用性の高いものが求められるので，エンジンのヘッド・ライナー・ピストン・バルブ等の様々な部品に適応可能な同軸型熱電対を計測技術手法として本研究では選択した．しかしながら，本センサは熱電対法を測定原理とするので S/N 比(Signal to Noise ratio)が低いという問題があり，センサ本体だけでなく計測システムのノイズ低減手法についても検討する必要がある．

表 1-1 局所表面温度計測技術の特長

計測法	特長	短所
薄膜型熱電対	①:接点の空間分解能を μ スケールまで設定可能. ②:①より高分解能での多点化が可能. ③:自己発熱によるドリフトの影響を受けない.	①:接点やリード部の絶縁膜等による熱抵抗の増加. ②:抵抗体よりもS/N比が低い. ③:高い製作技術が必要.
同軸型熱電対	①:接点は金属膜単層で形成でき、絶縁膜等が不要. ②:比較的、製作工程が容易. ③:自己発熱によるドリフトの影響を受けない.	①:接点の空間分解能をミリスケール程度までしか小さく出来ない. ②:抵抗体よりもS/N比が低い
薄膜測温抵抗体 &サーミスタ	①:接点の空間分解能を μ スケールまで設定可能. ②:①より高分解能での多点化が可能. ③:熱電対よりもS/N比が高い.	①:感温部の絶縁膜や保護膜による熱抵抗の増加 ②:自己発熱による誤差 ③:抵抗値の経時変化による誤差 ④:高い製作技術が必要.

1.1.3 同軸型熱電対の問題点

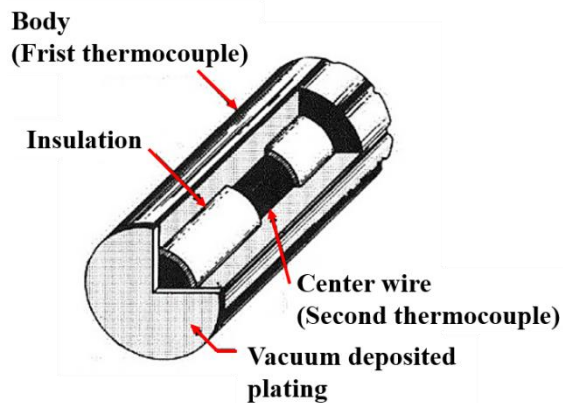
同軸型熱電対は測定対象物に熱電対材料となるボディを埋め込むので、測定物の本来(センサが無い場合)の温度分布を乱さず、本来の壁面温度にセンサ表面接点温度を近づけるために、図 1-2(a)のようにセンサを構成するボディ(第1熱電対材料)・心線(第2熱電対材料)・薄膜(真空蒸着)の材料選択及び形状設計が重要である。

LeFeuvre [19]や Overbye ら [20]は、測定対象となる鋳鉄材料のピストンやシリンダヘッドの温度分布を出来るだけ乱さないように、センサボディに鉄を使用し、心線はニッケル、薄膜は厚さ $5\mu\text{m}$ のニッケルとしたが、実際にそれらが計測精度に与える影響は検証されていない。これらに対して、榎本・古浜ら [25] [26](図 1-2(b))は非定常熱伝導方程式を用いた数値解析によってセンサ各部の材料や寸法が同軸型熱電対の定量計測精度に与える影響を検証して、以下の知見を得た。

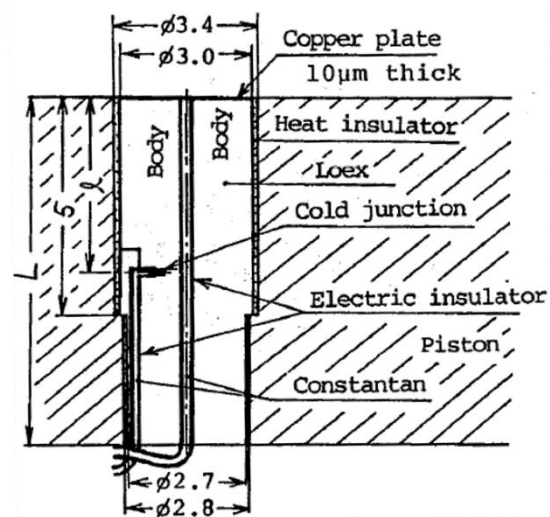
- (1) センサボディは測定対象物と同じ材質もしくは熱物性値が非常に近い材料を使用すべきである。
- (2) 許容できるかぎりボディ外径は太く、心線径は細く、絶縁層厚さは薄いほど、温度、熱流束の測定誤差は少ない。
- (3) 薄膜導体厚さが薄い程応答性は良いが、薄すぎるとボディ内の異種材料の影響が大となり測定誤差も大きくなる。
- (4) 薄膜導体材料は熱伝導率、温度伝導率の大きい銅または銀が良い。

(3), (4)に対して長瀬・田坂ら [27]は、熱電対の法則から考えて薄膜がボディ及び心線と異なる材料の場合、同軸型熱電対の接点が3点形成され、センサ表面と内部の温度差の測定には誤差が生じることを述べた。

このように、壁面温度及び熱流束の定量計測のためには榎本・古浜ら [25] [26]によって得られた知見(1), (2)に基づいたセンサ構成・形状で、薄膜材料・厚さの改善(3), (4)が必要であると考えられる。さらには、従来ほとんど検証されていない薄膜材料・厚さが要因となるセンサが有する応答速度や燃焼室の壁面温度計測に必要な応答特性についても検証する必要がある。



(a) Basic structure of coaxial type thermocouple



(b) Y. Enomoto and S. Furuhashi

図 1-2 同軸型熱電対の構成及び材料

1. 1. 4 規格熱電対材料で構成された汎用同軸型熱電対の問題点

ISA(International Society of Automation, 国際計測制御学会)で規定された熱電対材料で構成された購入可能な MEDTHERM 社製同軸型熱電対 [28]が, 独自にセンサを製作できない場合に熱流束計測用センサとして汎用的に利用されてきた. 最近では, このセンサを使用して壁面近傍の熱伝達特性やモデルを検討する研究が最も多い [29][30][31].

しかしながら, MEDTHERM 社製センサは榎本・古浜ら [25][26]によって得られた知見(1), (2)に基づいておらず, 対象とした壁面材料に近い熱物性値の ISA 規格(T, J, E, K 型等)の熱電対材料をボディ材料として選択することが一般的であるが, 通常エンジンの燃焼室材料で用いられるアルミ合金や鋳鉄壁面に各規格のセンサが埋め込まれた場合の計測精度への影響度を検証した例はない. さらに, 耐久性が問題となる場合にはめっきではなく研磨によるバリ接触によって形成される接点(2. 1. 2 項)が選択されるが, 同様に精度について検証された例はなく, 現在も汎用的に使用されているのが現状である.

1.2 研究目的

本研究では、高精度化する冷却損失(熱流束)の空間分布・時間変化を予測するモデルを検証するために、微小な温度や熱流束変化を正確に捉えることができる高精度及び高応答の同軸型熱電対及び計測システムの開発することを目的として、以下の内容を検討する。また、比較対象として近年最も多く使用されている MEDTHERM 社製汎用同軸型熱電対も使用して評価する。

- (1) 構成材料及び製作法について検討・改善した新たな高精度同軸型熱電対を開発する。さらには、低ノイズ化について検討した新たな計測システムを開発する。
- (2) 従来ほとんど検討されてない燃焼室の壁面温度計測に必要な応答特性及び同軸型熱電対が有する応答特性について検討する。
- (3) 本研究で開発した高精度同軸型熱電対と汎用的に最も使用されている MEDTHERM 社製の汎用同軸型熱電対の 1 次元熱流束解析精度(従来手法)を比較検証して、さらなる解析精度の向上について検討する。

1.3 論文の構成

第 1 章では、今までに使用されてきた表面温度計測技術の精度の未検証項目や課題について取り挙げて、同軸型熱電対の高精度化のために本研究で新たに取り組む内容について述べる。

第 2 章では、本研究で開発した高精度同軸型熱電対と購入可能な ISA 規格の汎用同軸型熱電対の基本構造及び接点形状、計測システムの開発、温度－熱起電力の校正方法や熱流束解析方法について述べる。

第 3 章では、高精度同軸型熱電対の製作法の開発・確立について述べ、センサ個体差による動的ばらつきを検証する。

第 4 章では、測定原理の観点から考察して、高精度同軸型熱電対を構成する材料(特に薄膜材料)の選定について述べる。

第 5 章では、燃焼室の壁面温度計測に必要な応答特性、同軸型熱電対が有する応答速度の検証方法・結果について述べる。

第 6 章では、本研究で開発した高精度同軸型熱電対と ISA 規格の汎用同軸型熱電対の 1 次元(従来)熱流束解析精度について検証して、その結果から新たな解析手法を提案する。

第 7 章では、本研究で得られた結論について述べる。

第2章 同軸型熱電対及び計測システムの開発

2.1 各センサの基本構造

2.1.1 本研究で開発した高精度同軸型熱電対(センサ A)

本研究ではこれまでに開発されてきたなかでも本来の燃焼室の温度分布を極力乱さないと考えられる榎本・古浜ら [25] [26]によって開発された同軸型熱電対の基本構造を参考とした。詳細な測定原理については第4章で述べるが、同軸型熱電対は表面と内部の温度差 ΔT 及び内部温度 T_{in} を計測できる。

開発した高精度同軸型熱電対（以下、センサ A）は、図 2-1 に示すようにセンサの外径は $\phi 3\text{mm}$ 、長さは 8mm 、燃焼室の温度分布を乱さないように(1)ボディは燃焼室壁面と同じ材料（本研究では一般的に SI エンジンのシリンダヘッド材料として用いられる AC2B-T6）を使用した。穴径 $\phi 0.25\text{mm}$ のボディ中心穴には(5)絶縁被覆した(3)コンスタンタン心線を挿入して、ボディ表面から 3.5mm 内部に先端部を絶縁除去した(3)'コンスタンタン内部線、(4)クロメル内部線をそれぞれ挿入した。表面接点は合金組成を比較的再現しやすいスパッタリング法によってセンサ表面に心線材料と同じ(2)コンスタンタン薄膜を厚さ $1\mu\text{m}$ 形成することで、(1)アルミ合金ボディと(2)コンスタンタン薄膜の界面となる。

これにより、表面から 3.5mm 内部の温度差 ΔT は(1)アルミ合金ボディと(3)コンスタンタン薄膜の界面を熱接点、(1)アルミ合金ボディと(3)'コンスタンタン内部線の内部接触部を冷接点とする熱電対で測定できる。 3.5mm 内部の温度 T_{in} は(4)クロメル内部線と(3)'コンスタンタン内部線の内部接触部(※実際にはボディを介して導通)を熱接点、(4)クロメル内部線と(3)'コンスタンタン内部線の末端結線部を冷接点とする熱電対で測定できる。

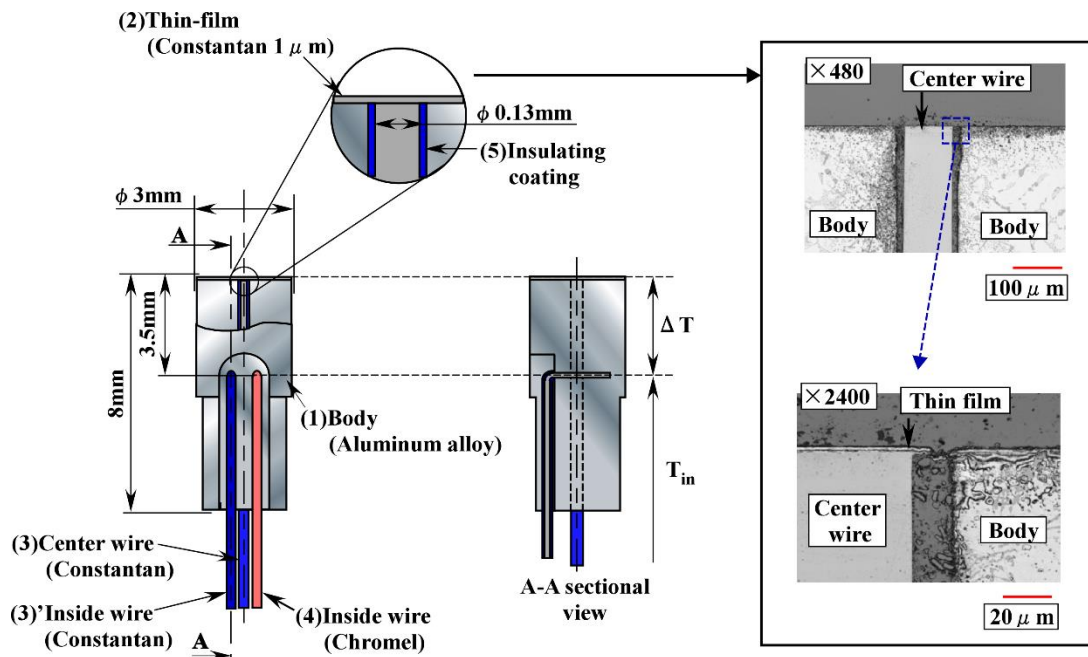


図 2-1 本研究で開発した高精度同軸型熱電対(センサ A)

2.1.2 汎用同軸型熱電対(センサ B)

本研究では、規格熱電対の中でも高温場や酸化雰囲気中で比較的安定であることから燃焼室材料がアルミ合金の場合に多くの研究で用いられる K 型熱電対材料をボディと心線とする同軸型薄膜温度センサを使用し、以下ではセンサ B と記述する。

センサ B は、図 2-2 に示すように(1)ボディ外径が $\phi 1.55\text{mm}$ 、ボディ材料がクロメルとなっており、ボディの中心に(5)絶縁被覆された(3)アルメル心線、表面から 4mm 内部に(3)'アルメル内部線、背面付近の内部に(4)クロメル内部線がそれぞれ挿入されている。なお、配線は接点以外での導通を防ぐために(5)絶縁皮膜を形成している。表面接点(熱接点)はセンサ表面に沿って研磨して、図 2-2 の断面観察結果のように(6)絶縁皮膜上に(3)アルメル心線のバリをつくり、(1)クロメルボディと(3)アルメル心線が接触することで形成され、スライバー接点(Sliver junction)と呼ばれる。接点の形成方法は、接点を形成していない状態の各導線の抵抗値を計測し、研磨により接点を形成した後の全体抵抗値が接点を形成する前に計測した各導線の合計抵抗値の+0.1 Ω 以下になるまでセンサ表面を研磨する。このように接点部形状や厚さは不明瞭ではあるが、最近では耐久性の問題から真空蒸着接点よりも耐久性に優れるスライバー接点を選択する研究が多々報告されている [32] [10]。

これにより、表面から 4mm 内部の温度差 ΔT は(1)クロメルボディと(3)アルメル心線の表面接触部を熱接点、(1)クロメルボディと(3)'アルメル内部線の内部接触部を冷接点とする熱電対で測定できる。また、熱電対回路を切り替えることで、4mm 内部の温度 T_{in} は(1)クロメルボディと(3)'アルメル内部線の内部接触部を熱接点、(4)クロメル内部線と(3)'アルメル内部線の末端結線部を冷接点とする熱電対で測定できる。

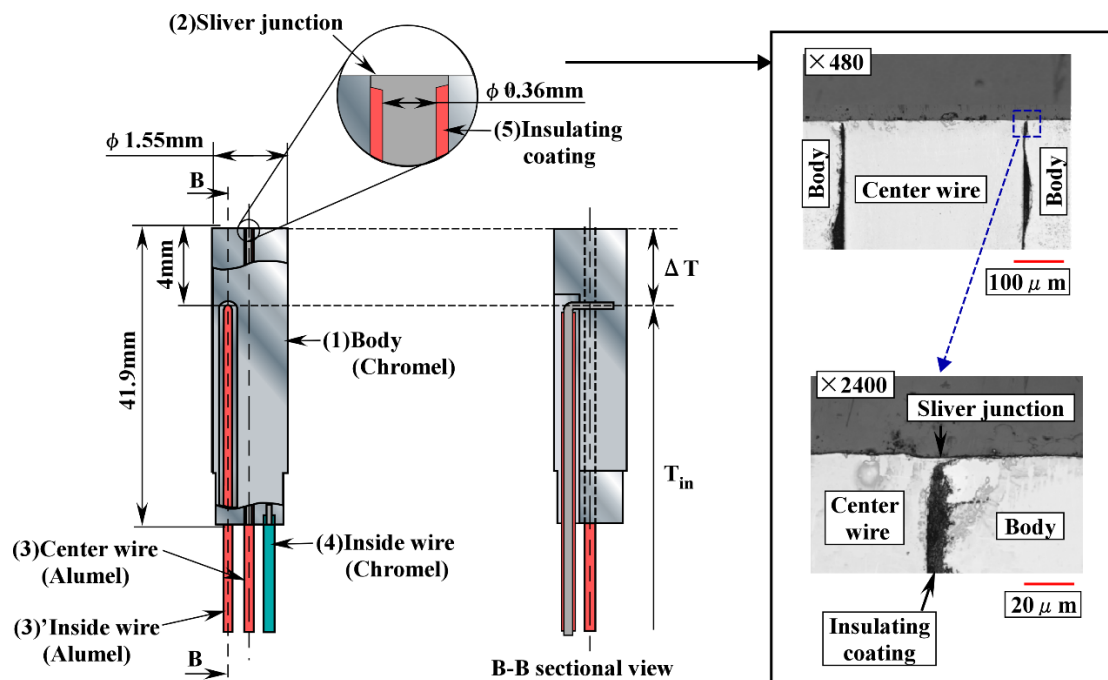


図 2-2 ISA 規格の汎用同軸型熱電対(センサ B)

■センサ埋め込み方法の一例（シリンダヘッド）

測定対象部品(エンジン部品)にセンサを接着固定して埋め込むことが可能であるが、センサの付け替えが困難となるので、センサをホルダに埋めこんでからエンジンに取り付けることが多い。一例として図 2-3 のようなシリンダヘッドの内部に冷却経路が存在する場合、センサを熱伝導率の極めて小さい熱硬化樹脂接着剤（断熱層）を用いて M5×0.5 のホルダに埋め込み、冷却水から配線を保護するためにそのホルダを M10×1 のスリーブに取り付け、燃焼室壁面とセンサ、ホルダ、スリーブの表面が面一となるようにシリンダヘッドに取り付けた。また、ホルダ及びスリーブは本来の温度分布を乱さないように基本的に燃焼室壁面と同じ材質としている。

本研究においても、センサ A, B は低熱伝導率接着剤をボディ外周に塗布してネジサイズが M5 のホルダに埋め込み接着固定し、ホルダを燃焼室に取り付けた。このように、センサボディ外周を熱伝導率が小さい材料で断熱することで、センサ内の熱流れを軸方向への 1 次元として取り扱う。

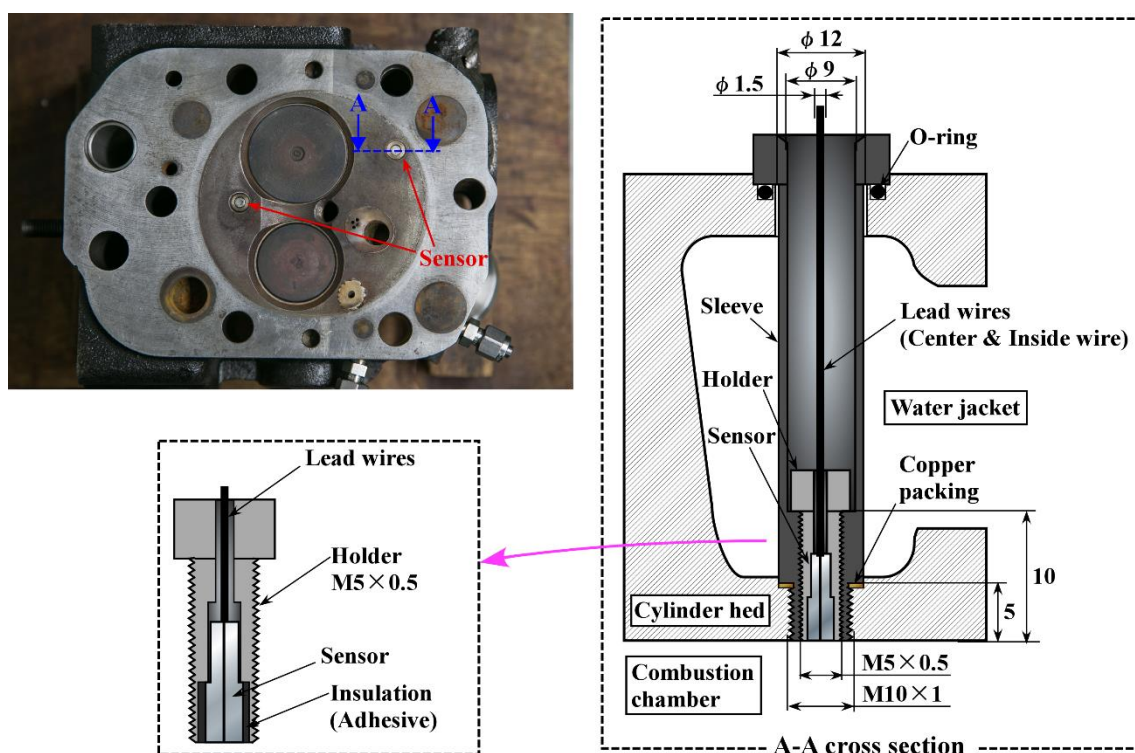


図 2-3 センサの埋め込み方法の一例(シリンダヘッド)

2.2 計測システムの開発

エンジンの計測では低雑音性、高応答性、高利得性が重要となるが、熱電対は微小電圧変化であるので、実験で使用する機器のノイズの影響を受けやすい。特に最近では、熱流束予測モデルの開発のために壁面近傍の熱流束と速度境界層の関係(熱伝達機構)を明らかにすることが重要で、そのためには PIV などの光学計測 [8] による壁面近傍の速度分布と熱流束の同時計測(各サイクル毎の解析)が必要となる。しかしながら、光学計測の制約から非燃焼運転での試験(燃焼室表面温度変化が微小)となるので、高い S/N 比が要求される。実際に、エンジン実験の環境場において従来の計測システムを用いた場合のノイズ検証結果を図 2-4 に示す。このように、動力計や各高圧ポンプの稼働による電源ノイズ及び電磁放射ノイズによって、80K 以上のノイズが発生してしまい、非燃焼条件における数 K 以下の微小な燃焼室表面の温度変化を計測することは不可能と考えられる。また、本検証結果を 2kHz のローパスフィルタで処理したとしても波形が大幅に乱れてしまい、微小な温度変化を計測することは困難である。そこで本研究では、数 K 程度の表面温度変化を計測可能な低ノイズ計測を開発したので以降で述べる。

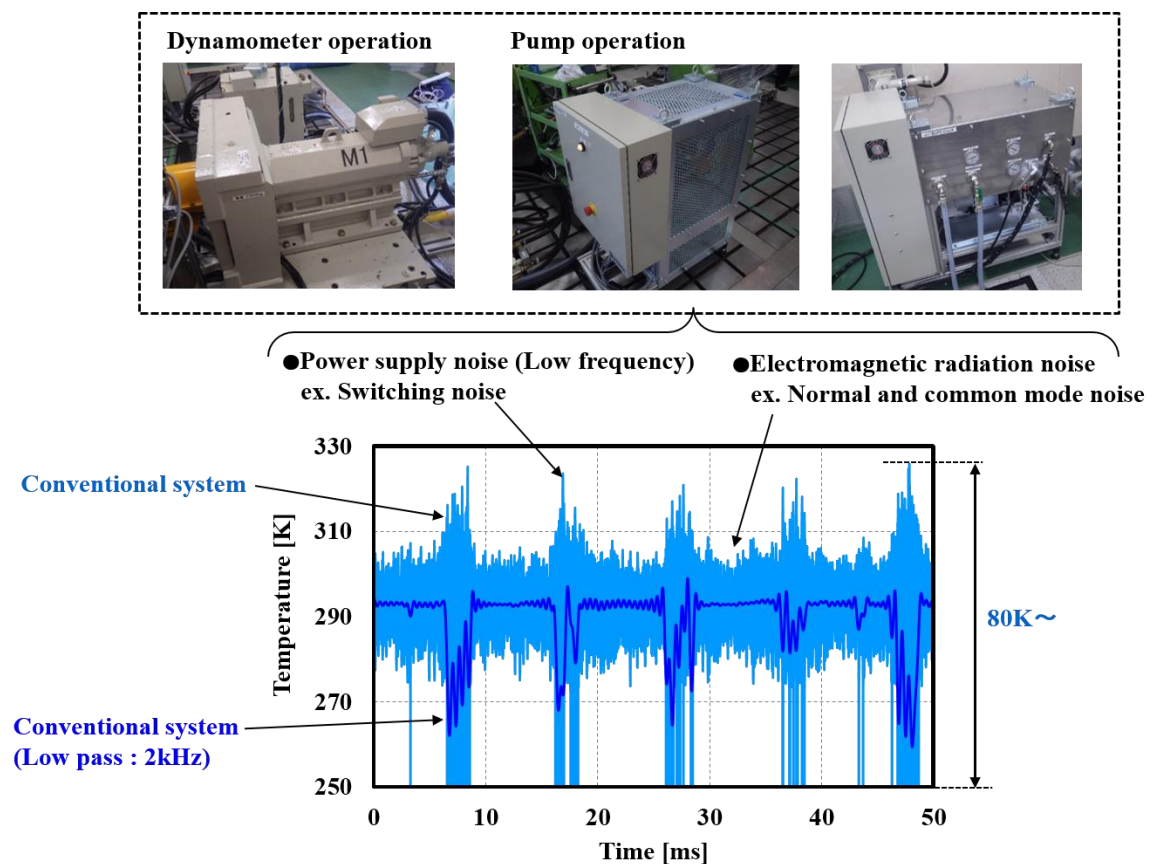


図 2-4 エンジン試験環境における従来計測システムのノイズ検証結果

2.2.1 システムの構成

計測システムの構成は、図 2-5 に示すように(a)センサ(同軸型熱電対)の表面温度上昇により微小電圧変化が生じ、(b)差動増幅器(NF 回路製 TYO56547-1, 3)によってその微小電圧変化を増幅させ、(d)データロガー(横河電機製 DL850)もしくは燃焼解析装置(小野測器製製 DS3000)に記録した。(b)差動増幅器は(c)直流安定化電源(NF 回路製 TYO56547-2)を用いて $\pm 15V$ の直流電源を供給した。これらの計測システムの AC100V コンセントによる電源供給ではなく、無停電電源装置: Uninterruptible Power Supply (以下, UPS)で電源供給して、電源からのノイズを遮断した。以下では、そのノイズ対策方法について述べる。

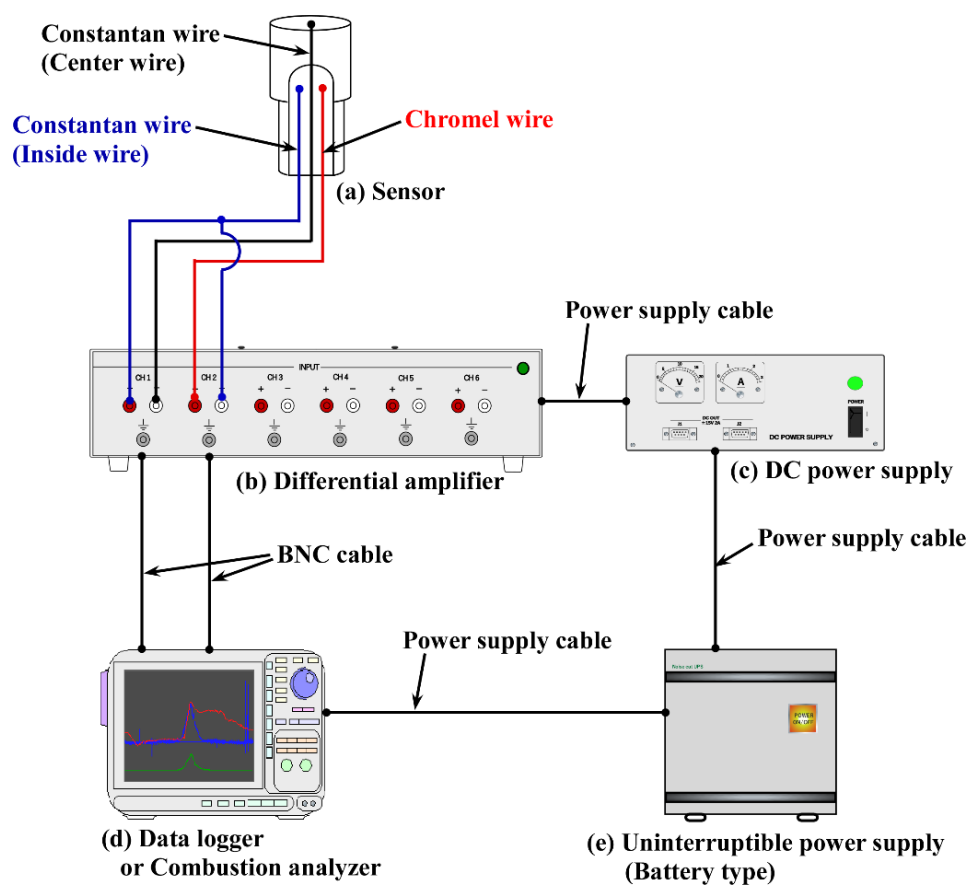


図 2-5 計測システムの構成

2.2.2 電磁放射ノイズ対策

電磁放射ノイズは、信号や電源回路内に発生するノーマルモードノイズ、信号や電源回路とグラウンド(以下、GND)間に発生するコモンモードノイズの2種類によるものが考えられる。一般的にはシールドの強化やインダクタの挿入などによる対策手法があり、本研究では下記の項目について検討した。

①増幅方法の最適化(片線接地、差動入力 of 検討)、低ノイズ増幅器の選定

⇒片線接地及び差動入力方式の増幅器にて検証を行い、同位相のノイズを除去できてコモンモードノイズの影響を受けにくい差動入力方式を選択した。さらに、様々な仕様の差動増幅器をテストして最善な増幅器(NF 回路製 TYO56547-3)を選択した。

②差動増幅器用シールドケースの開発

⇒差動増幅用の金属製(アルミ製)のシールドケース(NF 回路製 TYO56547-1)内に増幅器を収納(6 台まで収納可)、同軸ケーブルやツイストケーブルを使用、コネクタ部までシールドを徹底、などによって放射ノイズの影響を低減できた。また、フェライトコアの挿入や独自の低ノイズ設計した各コネクタボードの設置によってノイズを低減できた。

③専用直流安定化電源の開発

⇒AC100V を DC±15V に変換する直流安定化電源(NF 回路製 TYO56547-2)と差動増幅器(シールドケース)を別筐体にして使用可能にすることで、電源部からの磁束によるノイズ影響を低減できた。

2.2.3 電源ノイズ対策

実機試験では燃料ポンプや動力計といったモータ駆動の設備が多く存在し、それらの電源を通じて計測システム全体の雑音が増加することが懸念された。そこで、エンジン試験で使用する大容量の油圧ポンプ(モータ)を稼働させ、電源供給方法について検証した。環境ノイズ(モータ稼働なし)とモータ稼働時について、各計測システムに AC100V コンセントから直接電源を供給した場合と UPS(電研精機製ノイズカット UPS RI-N 型 単相 500VA)の内部バッテリーから電源を供給した場合にノイズ検証した結果を図 2-6 に示す。

AC100V コンセントから電源供給した場合はモータ稼働することでポンプの電源を通してノイズの影響を受けてしまい雑音が 4 倍程度増加しているが、UPS で電源供給した場合にはモータを稼働してもほとんど変化しなかった。これは、上述したように AC100V コンセントを通じて実験設備からの電源ノイズが混入して計測システムのノイズが増加したためと考えられ、UPS での電源供給によって電源からのノイズを遮断したことが要因と考えられる。

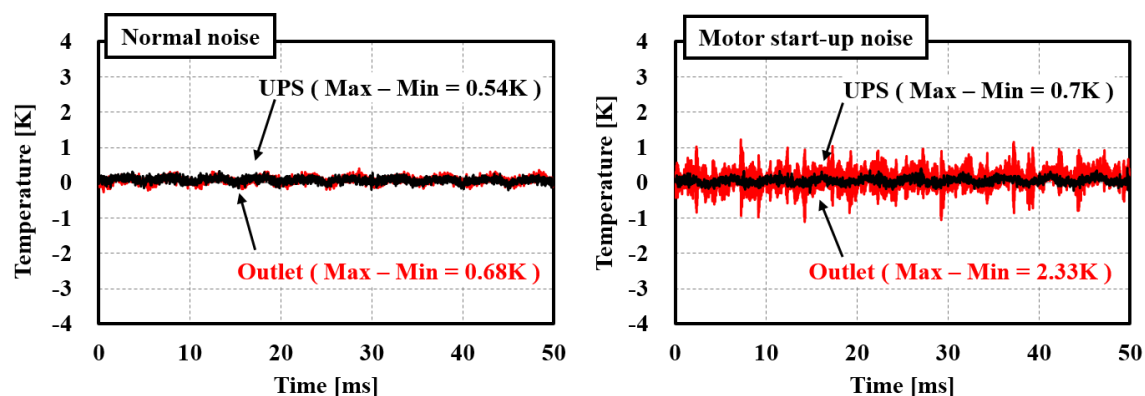


図 2-6 計測システムの電源供給方法の違いによるノイズへの影響

2.2.4 新型システム

2.2.2～2.2.3 項で述べた対策によって構成された新型システムを用いて、同条件下でノイズ検証した結果を図 2-7 に示す。このように電磁放射及び電源ノイズについて対策を行い、新たに開発した計測システムによって従来よりも大幅なノイズ低減(1/80 以下)を実現した。

実際に、本研究で開発したセンサ A と新型計測システムを接続して、非燃焼条件において得られた熱流束とそのときの筒内圧力を 10 サイクル重ね書きした結果を図 2-8 に示す。このように、新型システムによって非燃焼条件におけるサイクル毎の熱流束解析を可能とした。この熱流束の変動率(Coefficient Of Variation ; 以下 COV)は筒内圧力よりも大きく、筒内平均ガス温度やガス密度の変化によるものではなく、最近の研究報告 [8] [23]と同様に、壁面近傍の速度変動に起因することが示唆された。

ノイズを大幅に低減した新型システムによって、従来は数 100 サイクルを平均化した処理データが主であったが、熱伝達機構の解明を目的とした壁面近傍の速度分布(PIV 計測など)との同時計測で求められるような単サイクルかつ非燃焼条件での微小な表面温度、熱流束変化の計測を可能にした。

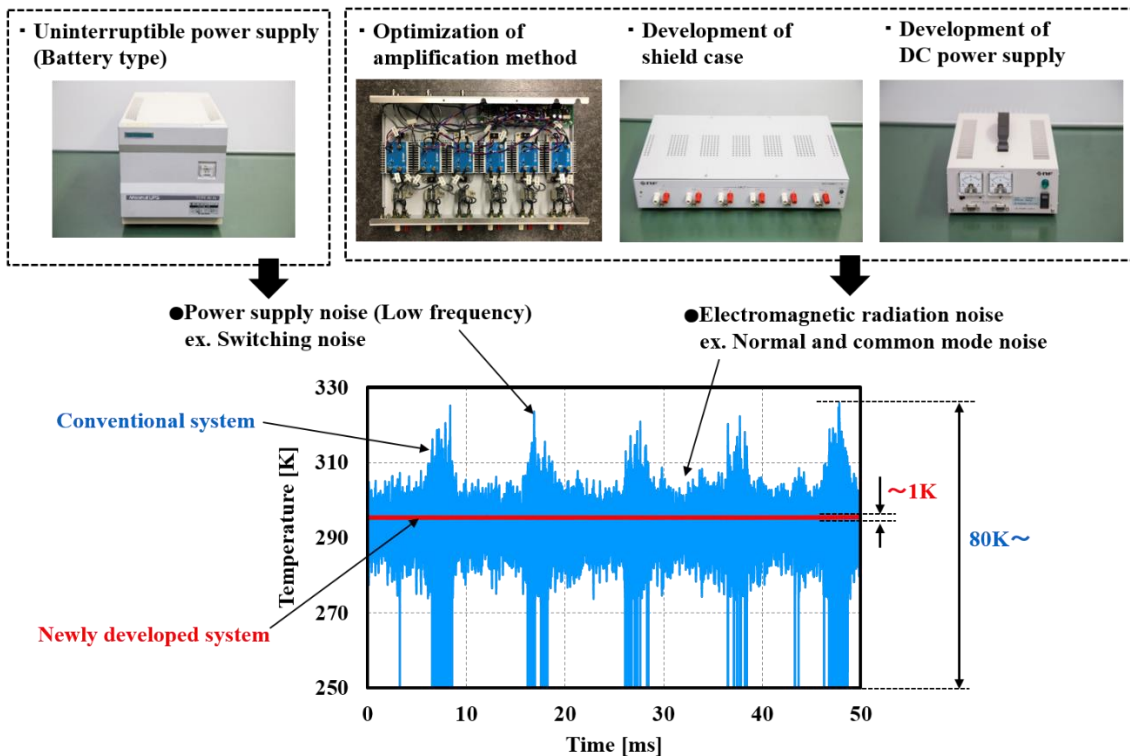


図 2-7 従来型と新型計測システムのノイズ比較結果

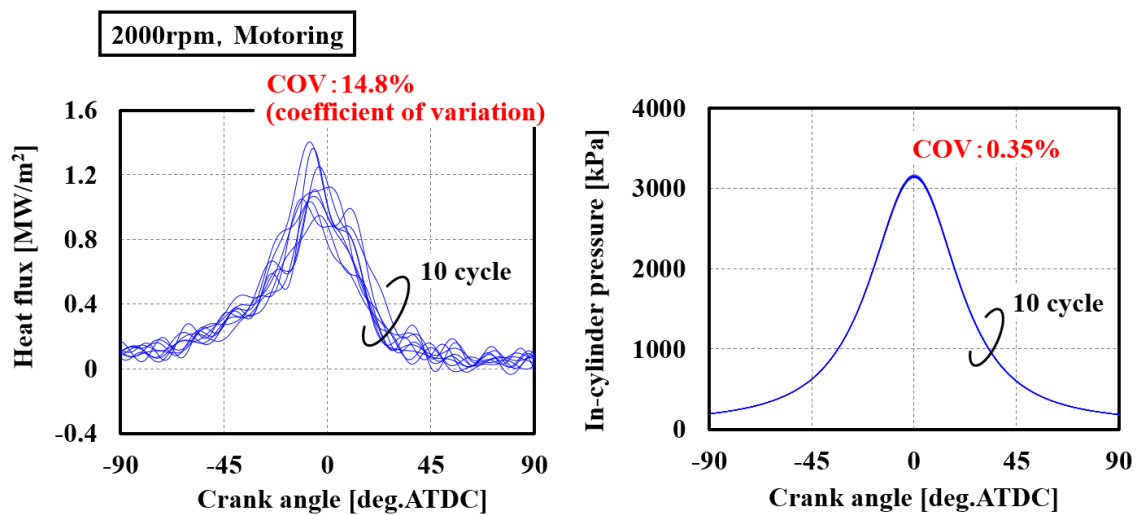


図 2-8 非燃焼条件におけるサイクル毎の熱流束及び筒内圧力の計測結果

2.3 温度－熱起電力校正(センサ A)

2.3.1 日本工業規格 JIS での規定

熱電対及び測温抵抗体, その他温度には JIS において校正法について規定がある. 熱電対に関しては, JIS C 1602 : 2015「熱電対」, JIS Z 8704「温度測定方法-電気的方法」に主な内容が示されている. 熱起電力特性は, 必要に応じての熱起電力の安定度試験を行った後, 定点法または比較法を用いて熱起電力を測定し, 基準関数から温度に換算して求める.

- 定点法 : 定点法は規定する温度値が与えられている温度定点を実現し, その温度を基準の温度として熱起電力を測定する方法である. 定点法によって試験を行うためには, 温度定点を実現した温度定点実現装置に供試熱電対の測温部を十分に深く挿入して行う.
- 比較法 : 比較法は, 標準熱電対などの標準温度計を用いて, 規定する一定かつ均一な温度に保った恒温槽, 電気炉などの比較装置の温度を決定し, その温度を基準の温度として熱起電力を測定する方法である. 比較法によって試験を行うためには, 比較装置の中に標準温度計と供試熱電対とを, 互いの測温部を近接させ, 十分深く挿入して, 両者の示す値を比較する. このとき, 熱源からの放射及び熱伝導による影響を受けないような状態にしなければならない.

本研究では, 比較法を用いて校正を行った.

2.3.2 校正方法（比較法）

■標準熱電対の選定

標準熱電対は一般的に S, R 型熱電対を用いるが, 本研究では 530K 程度までを対象としていて比較的低温域であるので, その温度範囲で S, R 型(クラス 1[0.4 級], 許容差: $\pm 1\text{K}$) よりも精度の高い T 型熱電対(クラス 1[0.4 級], 許容差: $\pm 0.5\text{K}$ (398K 未満), $\pm 0.004 \times \text{温度}$ (単位は $^{\circ}\text{C}$) K(398K 以上 623K 未満))を選定した。

■測定方式の等級

JIS で規格化されている熱電対を用いる場合の測定方式の等級を表 2-1 に示す。本研究では, 温度測定の校正で最も精度の高い B 級を選択した。それぞれ基準接点や計測器（記録器）の選定に関しては以下で述べる。

表 2-1 日本工業規格で規定された精度等級

等級		A 級	B 級	C 級	D 級
適用		標準の設定又は常用標準器の校正	温度計の校正又はこれに準じる温度測定	一般の温度測定	一般の温度測定
測定精度		約 $\pm 1^{\circ}\text{C}$	有効測定範囲の約 $\pm 0.5\%$	有効測定範囲の約 $\pm 1 \sim 1.5\%$	有効測定範囲の約 $\pm 2.5\%$
構成	熱電対	0.25級($\pm 0.5^{\circ}\text{C}$ の精度で校正したもの)	0.4級又はそれより精度が良いもの	0.75級又はそれより精度が良いもの	1.5級又はそれより精度が良いもの
	基準接点	氷点式	氷点式 電子冷却式 補償式	電子冷却式 補償式	補償式
	計測器	$\pm 0.5\mu\text{V}$ の精度で校正した次のもの 電位差計 デジタル電圧計	0.3級又は0.3級相当の次のもの デジタル電圧計 自動平衡計器 ハイブリッド形計器 デジタル温度計 温度伝送器	1.0級又は1.0級相当の次のもの 自動平衡計器 デジタル温度計 温度伝送器 可動コイル形計器	2.0級又は2.0級相当の次のもの デジタル温度計 温度伝送器 可動コイル形計器

■基準接点

基準接点は表 2-1 より B 級を用いる場合、氷点式、電子冷却式、補償式のいずれかを用いなければならない。JIS Z 8704 では、用途は以下のように示されている。

- 氷点式基準接点：標準熱電対の校正など、高精度の温度測定に用いる。
- 電子冷却式基準接点：熱電温度計の校正又はこれに準じる温度測定に用いる。
- 補償式基準接点：一般の熱電温度計による温度測定に用いる。

本研究では、最も高精度な基準接点である氷点式を供試熱電対の基準接点として選択した。氷点式は、魔法瓶に細かく削った氷と清浄な水とを入れ、氷と水との熱的平衡状態を保つことによって基準接点を氷点に保つもので、次の項目に注意して実施した。

- (1)氷の透明な部分を清浄な水で洗って使う。
- (2)魔法瓶内には、清浄な水と十分な氷とがなければならない。
- (3)長時間使用していると、接合点の周囲の氷が融解し、水が少ない場合には氷の間に空間を生じて、空気で接合点を取り囲まれたようになり、また、水が多い場合には氷が上に浮いて水の中に接合点が置かれることになるため、いずれの場合にも氷点でなくなる。このため、常に点検して水または氷を補充する。
- (4)挿入長さによる誤差を避けるため、氷水に浸す長さは十分に大きくする。
気体を測定する場合、金属管の直径の 15～20 倍を差しこまなければならない。

2.3.3 計測機器の選定

■記録器

記録器の電圧測定精度は表 2-1 より有効測定範囲の約 $\pm 0.5\%$ が必要となるので、有効範囲の $\pm 0.1\%$ の分解能を有する GLAPHTEC 製 midi GL820 を選定した。

■差動増幅器

通常の校正の場合は熱電対を記録器に直接接続するが、実際の壁面温度計測ではセンサから得られた微小電圧を差動増幅器にて増幅するため、本校正でもセンサと記録器の間に増幅器を介して校正を行った。使用した差動増幅器は NF 回路ブロック製 TYO56547-3 で電圧利得の精度は $40 \pm 0.5 \text{ dB} @ 1 \text{ kHz}$ である。なお、これらの計測器による不確かさは、2.3.5 章で考察する。

■測定回路

図 2-9 に示すように校正で使用した計測システムの構成は、恒温電気炉内に標準熱電対(T型)とセンサを挿入し、電気炉内の温度上昇によりセンサから生じる微小電圧を差動増幅器によって増幅して、記録器(データロガー)に収録した。校正条件は、約 15K ごとに 273K ～ 423K の範囲で各温度点の熱起電力を 100 点(100sec 間で 1sec サンプルング)測定した。

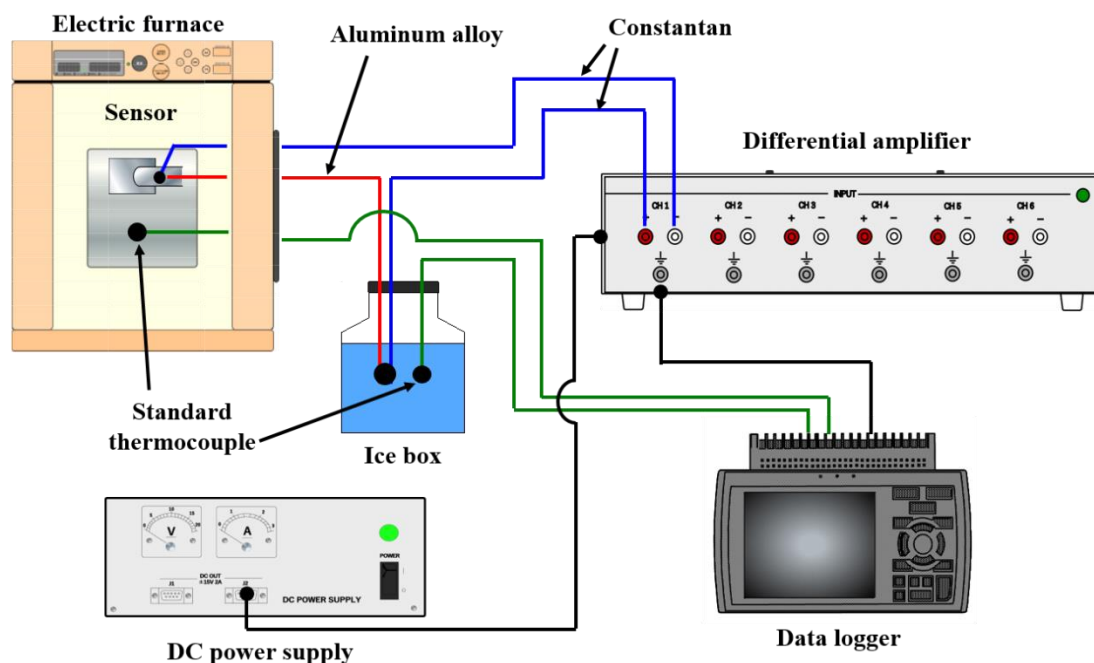


図 2-9 温度－熱起電力校正で使した測定回路

2.3.4 校正結果

各温度に対するセンサ(AC2B-コンスタンタン)の熱起電力を測定した結果を図 2-10 に示す. この関係から, 3 次スプライン関数法を用いて関係式を導き, 計測した電圧値から温度へ換算した. なお, 最小二乗法を用いて一次式で近似して算出した傾き(熱起電力)は $40.29\mu\text{V/K}$ となった.

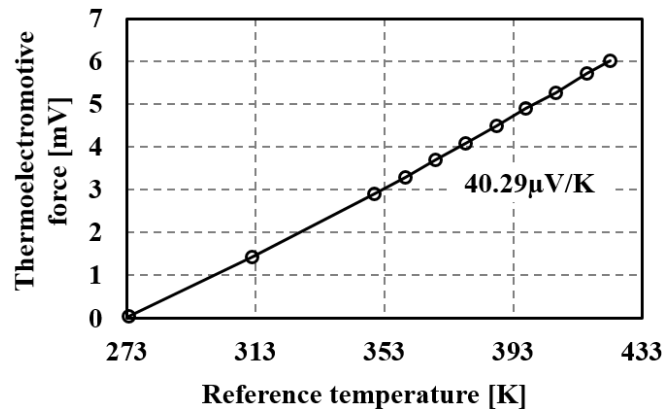


図 2-10 センサ(AC2B-コンスタンタン)の熱起電力校正結果

2.3.5 校正における不確かさ

不確かさの評価方法に関しては, 日本機械学会基準「エンジンの温度測定法」 [32]を参考とした. 以下の個々の不確かさの要素を示す.

- (a)基準温度（標準熱電対, 基準接点）による不確かさ
- (b)記録器, 差動増幅器による不確かさ
- (c)校正結果の標準偏差及び供試熱電対の個体差による不確かさ

(a)基準温度（標準熱電対, 基準接点）による不確かさ

校正における基準温度は, 標準熱電対 T_{a1} (炉内温度) と基準接点 T_{a2} (氷点式冷接点) の温度差で求められるが, それぞれ T 型の熱電対を用いているため温度許容差は $\pm 0.5\text{K}$ となる. (実際には, 温度域によって多少異なる.) 一方, これらの T 型の温度測定に用いている記録器の許容差は $\pm 0.5\text{K}$ となり, それぞれ T_{a3} (標準熱電対), T_{a4} (基準接点) とする. これらを含めて, 以下のように評価する.

$$\begin{aligned}
 T_a &= \sqrt{T_{a1}^2 + T_{a2}^2 + T_{a3}^2 + T_{a4}^2} \\
 &= \sqrt{0.5^2 + 0.5^2 + 0.5^2 + 0.5^2} = \pm 1\text{K}
 \end{aligned}
 \tag{2-3}$$

(b)記録器，差動増幅器による不確かさ

記録器の電圧測定精度は有効範囲の $\pm 0.1\%$ であるが，本校正では有効範囲を $2V(\pm 1V)$ として使用しているため，この精度 V_{b1} は $\pm 2mV$ となるが増幅器によって 100 倍して記録しているので $\pm 20\mu V(T_{b1}: \pm 0.5K)$ の精度となる．差動増幅器は，電圧利得精度は $40\pm 0.5dB@1kHz$ であり，熱起電力が $40.29\mu V/K$ 程度とすると 1K あたりの精度 V_{b2} は $\pm 2.417\mu V/K(T_{b2}: \pm 0.06K)$ となる．

$$\begin{aligned} T_b &= \sqrt{T_{b1}^2 + T_{b2}^2} \\ &= \sqrt{0.5^2 + 0.06^2} = \pm 0.504K \end{aligned} \quad (2-4)$$

なお，差動増幅器には直流ドリフト： $0.2\mu V/K$ と入力換算雑音電圧： $\pm 10\mu V@1kHz$ が含まれるが，直流ドリフトについては，基本的に室温一定の状態で使用しているので，ここでは考察の対象としていない．入力換算雑音電圧については，(c)の不確かさに含まれるので対象としていない．

(c)校正結果の標準偏差

各温度点で測定した 100 点(100sec 間で 1sec サンプルング)の熱起電力の標準偏差(ばらつき)を算出した．以下の式(2-5)では，313K の場合の標準偏差 V_{c_313K} の一例を示す．なお， V_{i_313K} は 313K における熱起電力， V_{313K} は 313K における熱起電力の平均値，N はデータ数．

$$\begin{aligned} V_{c_313K} &= \pm \sqrt{\sum (V_{i_313K} - V_{avg_313K})^2 / (N - 1)} \\ &= \pm \sqrt{(V_{i_313K} - 1433.59) / (100 - 1)} = \pm 1.32\mu V \end{aligned} \quad (2-5)$$

$$\begin{aligned} T_{c_313K} &= V_{c_313K} / V_{avg.} \\ &= \pm 1.32 / 40.29 = \pm 0.0328K \end{aligned} \quad (2-6)$$

このように求めたすべての各温度点の標準偏差を平均すると $T_c: \pm 0.03K$ となる．また熱電対の個体差による不確かさについては，今回校正した 2 つの供試熱電対のばらつきが含まれることになる．電気炉(T_d)及び氷点(T_e)に挿入した標準熱電対の標準偏差はそれぞれ $T_d: \pm 0.0296K$ ， $T_e: \pm 0.0253K$ となる．

以上より求められた(a), (b), (c)の不確かさをまとめた T_{total} は式(2-7)のように求められる．

$$\begin{aligned}
T_{total} &= \pm \sqrt{T_a^2 + T_b^2 + T_c^2 + T_d^2 + T_e^2} & (2-7) \\
&= \pm \sqrt{1^2 + 0.504^2 + 0.0300^2 + 0.0296^2 + 0.0253^2} = \pm 1.12K
\end{aligned}$$

この結果, AC2B-コンスタンタン熱電対の不確かさ(許容差)は $\pm 1.12K$ となり, 内燃機関の各部の温度計測において, 規格熱電対として多く用いられる K 型や J 型(クラス 1[0.4 級], 許容差: $\pm 1.5K$)の熱電対とほぼ同等の許容差を示した.

なお, 内部接点のクロメル-コンスタンタン(E 型)は JIS で規定された E 型の校正値とほぼ一致することを確認しており, 本研究では JIS で規定された各温度に対する熱起電力 [33] について 3 次スプライン関数法を用いて関係式を導き, 計測した電圧値から温度へ換算した.

2.4 熱流束解析方法

2.4.1 解析方法

同軸型熱電対を用いた場合は表面と内部のそれぞれ 1 点の温度しか得られないため，センサ周りを熱伝導率が極めて小さい材料で断熱するなど，工夫することで軸方向のみの 1 次元の熱流れと仮定して，図 2-11 の熱流束解析モデルに示すように，センサボディ材料の熱物性値を用いて 1 次元軸方向の温度分布を算出して熱流束を解析することが一般的である [26]．

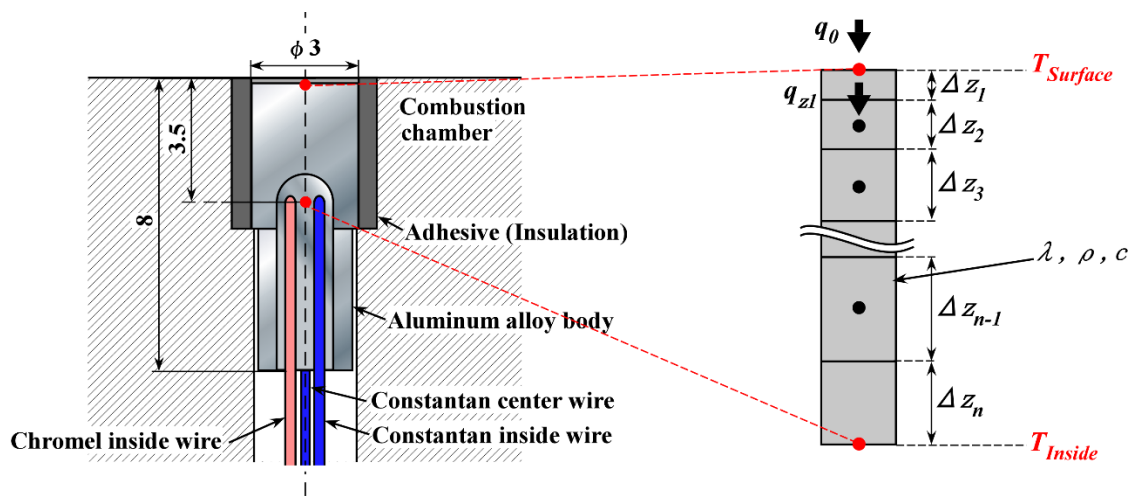


図 2-11 1 次元熱流束解析モデル

1 次元の熱流束解析方法には，以下のフーリエの 1 次元非定常熱伝導方程式を用いる．

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{\lambda}{\rho c} \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (2-8)$$

ここで，

T : 温度[K] t : 時間[s] x : 深さ(距離)[m] λ : 熱伝導率[W/(m・K)]

α : 熱拡散率[m²/s] ρ : 密度[kg/m³] c : 比熱[J/(kg・K)]

次に，図 2-11 に示すように計測された表面接点温度 T_{Surface} と内部接点温度 T_{Inside} を境界条件として，(2-8)式を完全会解法にて差分近似して，(2-9)式から軸方向の温度分布を算出する．なお，熱物性値はボディ値を使用する．

$$T_{(J,K+1)} = \frac{A_{(J)}T_{(J,K)} + B_{(J)}T_{(J-1,K+1)} + C_{(J)}T_{(J+1,K+1)}}{A_{(J)} + B_{(J)} + C_{(J)}} \quad (2-9)$$

ただし,

$$\begin{aligned} A_{(J)} &= \rho_{(J)} c_{(J)} \frac{\Delta z_J}{\Delta t} \\ B_{(J)} &= 1 / \left(\frac{\Delta z_{J-1}}{2\lambda_{(J-1)}} + \frac{\Delta z_J}{2\lambda_{(J)}} \right) \\ C_{(J)} &= 1 / \left(\frac{\Delta z_J}{2\lambda_{(J)}} + \frac{\Delta z_{J+1}}{2\lambda_{(J+1)}} \right) \end{aligned}$$

表面の要素 Δz_1 における伝熱量($q_0 - q_{z1}$)と要素内に蓄えられる熱量が等しくなることから、表面温度： $T(1,K)$ 及び(2-9)式より求めた表面から深さ $\Delta z_1 + \Delta z_2/2$ 位置の温度： $T(2,K)$ を使用して、表面に流入する熱流束 q_0 が以下の式より解析される。

$$q_{0(K)} = \left\{ 1 / \left(\frac{\Delta z_1}{\lambda_{(1)}} + \frac{\Delta z_2}{2\lambda_{(2)}} \right) \right\} \{ T(1,K) - T(2,K) \} + \rho_1 c_1 \Delta z_1 \frac{T(1,K) - T(1,K-1)}{\Delta t} \quad (2-10)$$

ここで,

J : 軸方向の要素数, K : 時間の要素数
 Δz_J : 軸方向の分割幅[m], Δt : 時間の分割幅[s]
 $\lambda_{(J)}$: 軸方向 J における熱伝導率[W/(m・K)]
 $c_{(J)}$: 軸方向 J における比熱[J/(kg・K)]
 $\rho_{(J)}$: 軸方向 J における密度[kg/m³]
 $T_{(J,K)}$: 軸方向 J , 時間 K における温度[K]

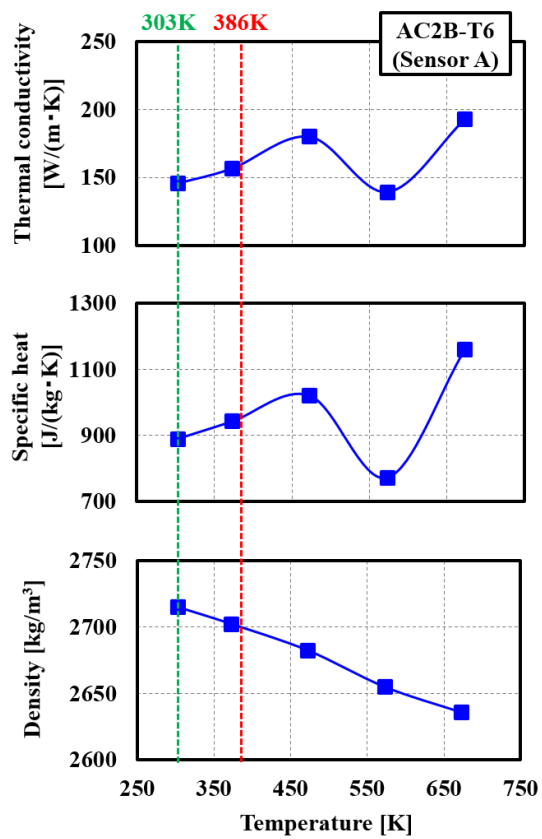
とする。

2.4.2 熱物性値

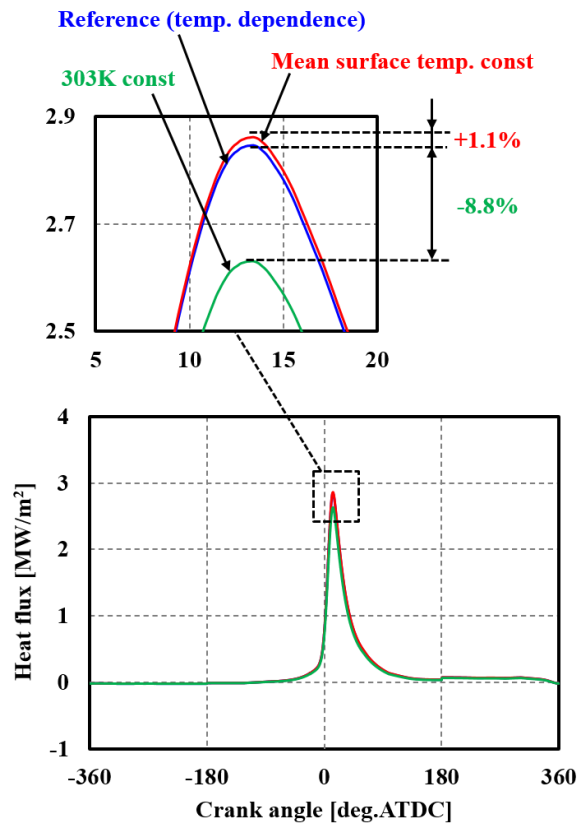
2.4.1 項で述べたように 1 次元熱流束解析にはボディ材料の熱物性値を用いるので、本研究開発したセンサ A についてはボディ材料として使用した AC2B-T6 材の熱物性値を実測した。AC2B-T6 材の熱拡散率と比熱はレーザーフラッシュ法と示差走査熱量法 (DSC, Differential Scanning Calorimetry) [33]により測定し、各温度に対する密度は常温時(293.15K 一定)のかさ密度と熱機械分析法(TMA, Thermomechanical Analysis) [33]により測定した熱膨張係数を用いて算出した。また、熱伝導率はこれらの熱拡散率、比熱、密度を用いて計算した。

各温度に対する AC2B-T6 の熱伝導率、比熱、密度をプロットして、3 次スプライン関数で補間した結果を図 2-12(a)に示す。このように各熱物性値は温度依存性を有しており、熱伝導率及び比熱については 570～580K 付近において変曲点を有するが、この理由については [付録 1]で述べる。

図 2-12(b)には、熱物性値の温度依存性を 3 次スプライン関数式から各温度点の熱物性値を随時呼び出して熱流束解析した結果(青線)、常温付近 303K の一定値を使用した熱流束解析結果(緑線)、平均表面温度 386K の一定値を使用した熱流束解析結果(赤線)を示す。このように、温度依存性を考慮した場合をリファレンスとすると、303K の一定値を使用した場合は-8.8%程度の誤差が生じてしまい、平均表面温度を使用した場合は 1.1%程度と誤差が小さいことがわかるが、様々な運転条件下(広い温度範囲)で壁面温度を計測する場合には熱物性値の温度依存性を考慮して熱流束解析を行うことが妥当と考え、センサ A については熱物性値の温度依存性を表した 3 次スプライン式を導入することとした。なお、センサ B については文献 [34]の値(常温)を使用している。



(a) Thermophysical property of AC2B-T6



(b) Heat flux analysis results

図 2-12 熱物性値の温度依存性が熱流束解析結果に与える影響

2.5 まとめ

熱電対法を基本原理とする同軸型熱電対の微小電圧変化を増幅して記録する計測システムの低ノイズ化について検討した。さらに，本研究で開発した高精度同軸型熱電対(センサ A)について，電圧から温度に換算するのに必要となる熱起電力の校正，熱流束解析における熱物性値の導入について検討して，以下の知見を得た。

- (1) 放射及び電源ノイズについて対策を行い，新たに開発した計測システムによって従来よりも大幅なノイズ低減を実現した。従来は数 100 サイクルを平均化した処理データが主であったが，壁面近傍の速度分布と同時計測で求められるような単サイクルかつ非燃焼条件での微小な表面温度，熱流束変化の計測を可能にした。
- (2) センサ A の表面と内部の温度差を計測するアルミ合金(AC2B-T6)ーコンスタンタン熱電対の熱起電力校正結果の不確かさは，内燃機関の各部の温度計測で多く用いられる K 型や J 型の熱電対とほぼ同等の許容差となった。なお，各温度に対する熱起電力について 3 次スプライン関数法を用いて関係式を導き，計測した電圧値から温度へ換算した。
- (3) 熱流束解析において常温付近の温度における熱物性値を用いると最大値で 10%程度の誤差が生じるので，本研究で開発したセンサ A は温度依存を考慮した熱物性値(アルミ合金：AC2B-T6)を導入して熱流束を解析した。

第3章 高精度同軸型熱電対(センサ A)の製作法確立

3.1 動的ばらつき低減を目指した製作法の検討

センサの動的ばらつき低減のためには、各部の形状及び寸法ばらつきを可能な限り小さくすることが要求され、高い加工精度と再現性を両立できる製作法の確立が重要となる。

図 3-1 に本研究で開発したセンサ A の製作手順を示す。3.1.1 項以降で詳細は述べるが、センサの製作工程はボディ外形及び微細穴加工を行い、内部接点となる熱電対線を圧着固定、中心に絶縁被覆した熱電対線を接着固定する。その後、センサ表面を研磨することで心線とボディ表面を面一として、その表面に接点を形成するための合金薄膜を形成する。本節では、図 3-1 に示すように製作工程を 7 段階に分けて説明する。

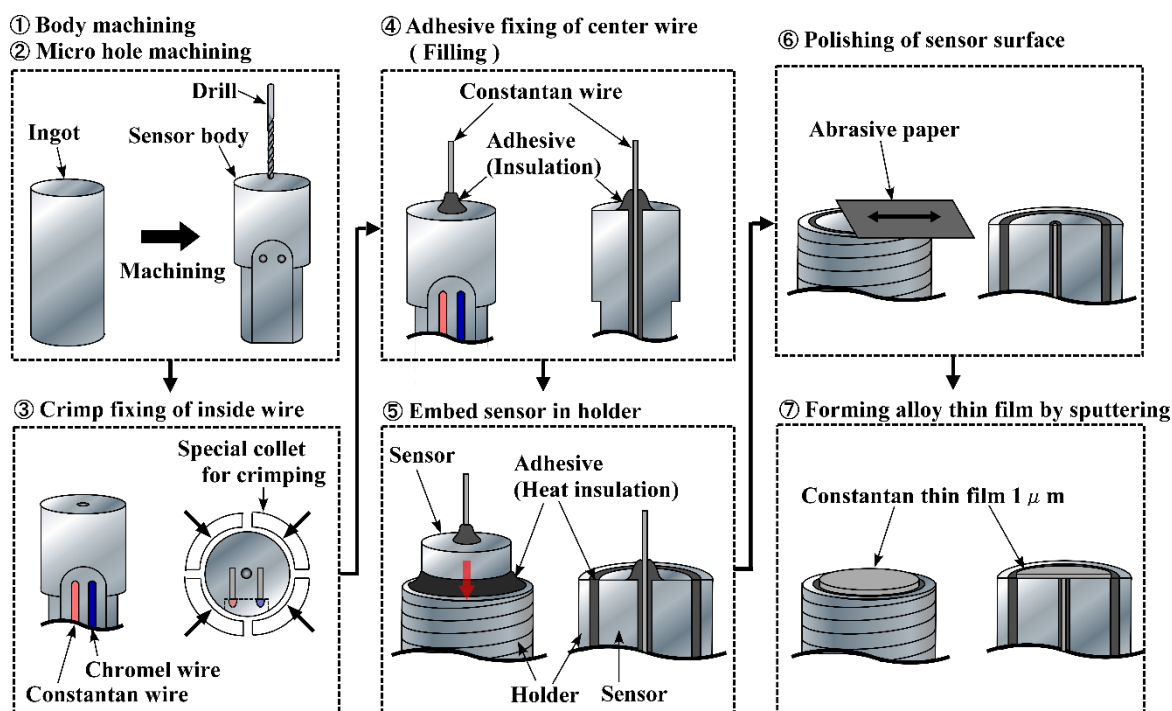


図 3-1 本研究で開発した同軸型熱電対(センサ A)の製作工程

3.1.1 ボディ加工

ボディの材料にはエンジンヘッド等の燃焼室材料として多く用いられるアルミ合金：AC2B-T6 材を用いた。エンジン部品に用いられる場合と同様に高圧縮処理して鋳造することで内部欠損(ポーラス)を大幅に低減した。ボディの外形加工には旋盤及びフライス盤を用いて指示寸法通りに加工し、センサ製作に弊害となるバリはすべて除去した。

3.1.2 微細穴加工

本センサはボディ中心に加工した微細穴($\phi 0.3$)に接着剤を外周に塗布した心線を挿入して接着固定する。そのため、穴内の表面粗さが極端に大きい場合には線と穴に十分に接着剤が充填されない場合や穴入口形状の不良による表面接点形状のばらつきなどが懸念され、ボディに加工する微細穴内の表面粗さの平滑化及び穴入口部の高い加工精度と再現性が重要となる。そこで、従来用いられてきたワイヤー放電加工 [25]と新たにドリル加工法での試作を行い、穴内表面粗さ、穴入口部の形状、複数回加工した場合の再現性を評価した。以下で、評価方法について述べる。

■穴内の表面粗さ及び穴入口部の観察方法

試作した試験ボディ(Test Body, 以下 TB)の穴内表面粗さを評価するために、図 3-2 のように穴加工した TB をワイヤー放電で断面を切断し、評価長さは表面から 4mm 位置までとした。また、穴入口部を走査型電子顕微鏡(Scanning Electron Microscope, 以下 SEM)を用いて拡大観察した。

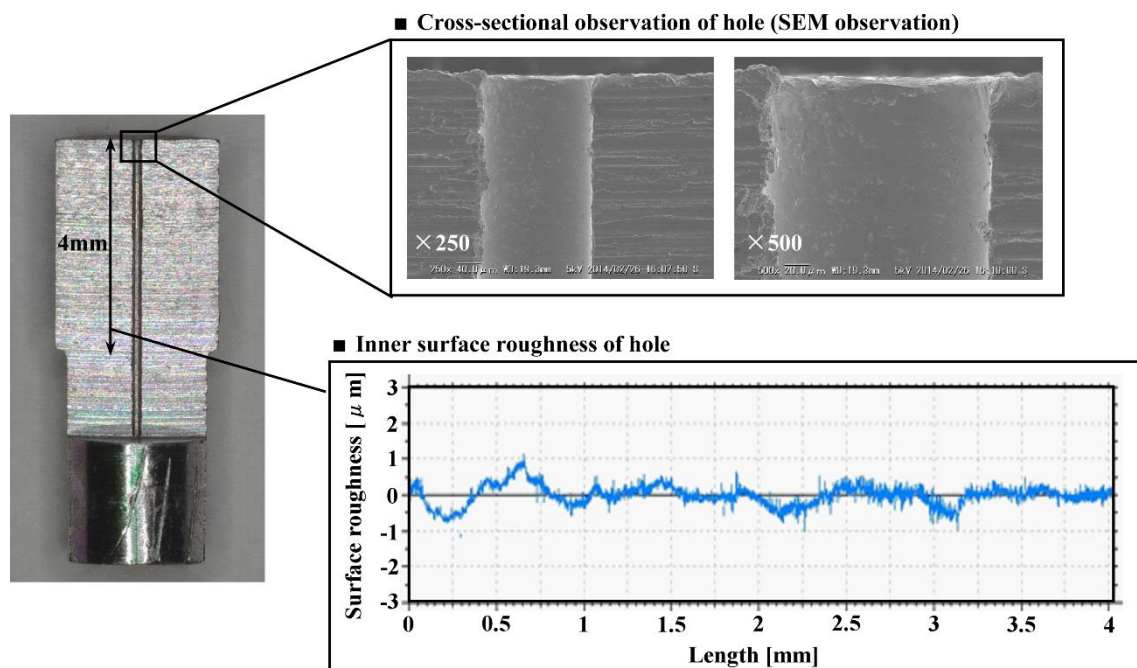


図 3-2 穴内表面粗さの測定方法と穴入り口部の観察方法

■微細穴のテスト加工

微細穴加工についてはワイヤー放電加工法とドリル加工でテストを行い、主な各加工条件を表 3-1 に示す。ワイヤー放電加工は、 $\phi 0.15\text{mm}$ のドリルであらかじめ穴加工して、放電加工にて $\phi 0.2\text{mm}$ となるように仕上げた。ドリル加工に関しては、従来用いられてきた非鋼向け刃具と新たに選定した鋼向け刃具、またピストンやシリンダヘッド等のエンジン部品のアルミ合金は熱処理が施されているため、試作品(TP)の材質は熱処理前後のアルミ合金(本研究では AC2B 材)とし熱処理の有無における影響も比較、検証した。なお、加工条件(回転数、切削速度等)は試作を繰り返し、最適な条件を選択している。

表 3-1 微細穴加工のテスト条件

No.	Processing method	Processing condition	Test body material
①	Wire discharge	Drilling $\phi 0.15\text{mm} \Rightarrow$ Wire discharge $\phi 0.2\text{mm}$	AC2B
② - 1	Drill machining	Drilling $\phi 0.2\text{m}$ (drill for steel)	AC2B
② - 2	Drill machining	Drilling $\phi 0.2\text{m}$ (drill for non-steel)	AC2B
② - 3	Drill machining	Drilling $\phi 0.2\text{m}$ (drill for steel)	AC2B-T6
② - 4	Drill machining	Drilling $\phi 0.2\text{m}$ (drill for non-steel)	AC2BT-6

①ワイヤー放電加工 (切削 $\phi 0.15\text{mm} \Rightarrow$ ワイヤー放電 $\phi 0.2\text{mm}$ 仕上げ)

図 3-3 にワイヤー周回数に対する穴内の表面粗さ(最大高さ $R_z[\mu\text{m}]$)の測定結果を示す。周回数が 7 回目までは周回数を増加させることで最大高さが徐々に低下して、8 回目以降はほとんど変化がみられなかった。

次に、ワイヤー放電加工の再現性を確認するために、周回数が 7~11 回目においてそれぞれ TP を 3 個ずつ製作し、穴内の表面粗さを測定した。その結果、図 3-4 に示すように周回数が 7~11 回においては大きなばらつきはみられず、穴内の最大高さの平均値は $R_z=2.64\mu\text{m}$ が得られた。

続いて、周回数が 7~11 回の場合の穴入口部の SEM 断面観察を行った結果を図 3-5 に示す。周回数が 7, 8, 11 回の場合には、穴入口部において加工不良はみられないが、周回数が 9, 10 回の場合には、加工不良によって穴入口部がラップ形状となっている事や切削キズが生じている事がみられた。以上より、ワイヤー放電加工では周回数を増加させれば、穴内の平滑化は可能であるが、穴入口部形状にはバラツキが生じることを確認した。

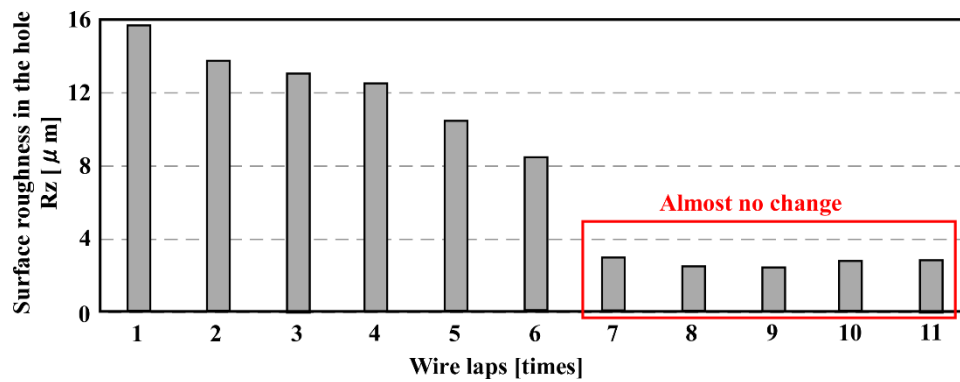


図 3-3 穴内表面粗さとワイヤー周回数の関係

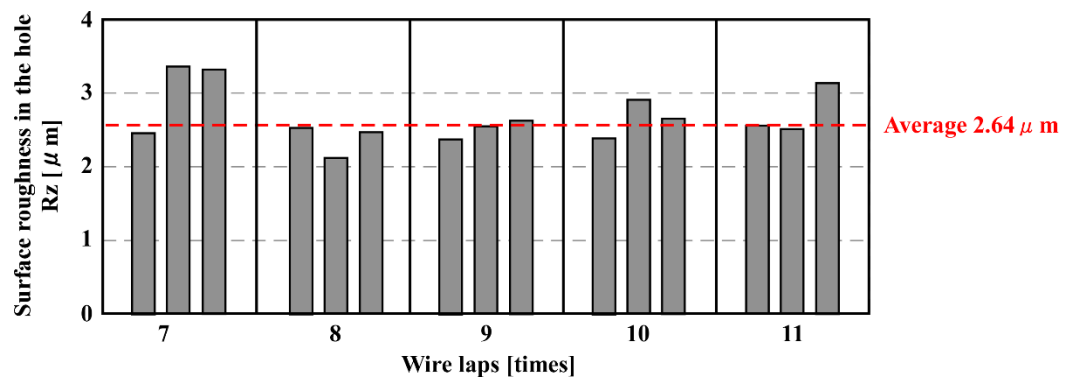


図 3-4 穴内表面粗さのばらつきとワイヤー周回数の関係

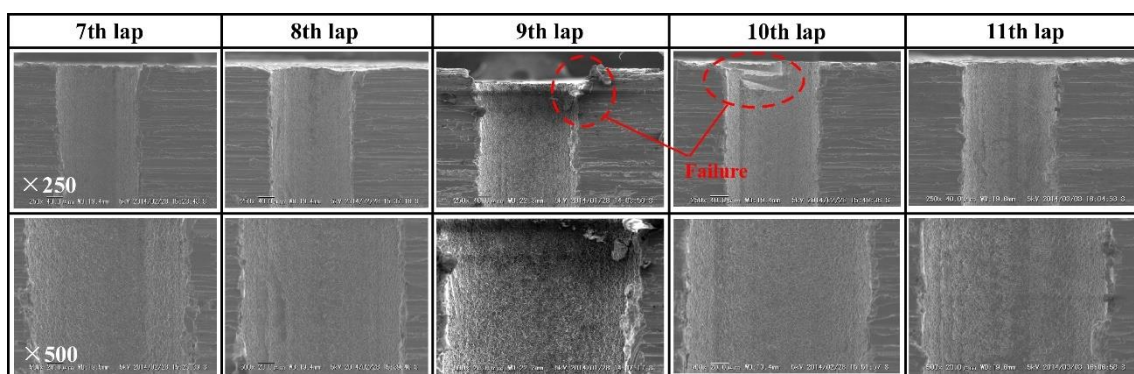


図 3-5 穴入口部の断面形状とワイヤー周回数の関係

②ドリル加工

図 3-6 にテスト加工条件 No.②-1～②-4(表 3-1)でドリル穴加工を行い、穴内の最大高さ $Rz[\mu m]$ の測定結果を示す。AC2B 材(試作品材質)の熱処理前後(処理前 : No.②-1&②-2, 処理後 : No.②-3&②-4)による穴内の最大高さへの影響は小さく、鋼向けと非鋼向け刃具(鋼 : No.②-1&②-3, 非鋼 : No.②-2&②-4)による最大高さへの影響が顕著に確認された。アルミ合金材は通常のアルミ材よりも硬度が高いため、鋼向け刃具で穴加工した方が非鋼向けよりも穴内の最大高さが低下したと考えられる。

次に、加工条件 No.②-3(AC2B-T6 材, 鋼向け刃具)の再現性を確認するため、刃具を新品に変更し、1 つの刃具で穴あけ加工を 101 回行い、10 回ごとに穴内の最大高さを測定した。その結果、図 3-7 に示すように 1 穴目の最大高さが最も低いが、その後も安定した値が得られており、穴内の最大高さの平均値は $Rz=2.2\mu m$ が得られた。

続いて、その 1, 21, 61, 101 回目の穴入口部の SEM 断面観察を行った結果を図 3-8 に示す。それぞれ穴入口部において特異点はみられず、加工の再現性は良好であることが確認できる。なお、21 穴目においては穴入口の下部に盛り上がり存在するが、断面形成後のバリ取り量にムラがある影響と判断できる(穴と断面境界部を均一、平行にバリを除去する作業は非常に困難である)。以上より、ドリル加工の No.②-3(AC2B-T6 材, 鋼向け刃具)の加工条件では穴内の平滑化が可能であり、穴内の表面粗さと穴入口部形状においては安定した加工精度が得られることがわかった。

①, ②の結果より、ワイヤー放電とドリル加工はともに高い再現性で穴内の平滑化が可能であるが、ワイヤー放電加工では一部の穴入口部に加工不良が確認され、ばらつきが大きく、ドリルであらかじめ穴加工してから加工するために工程数及びコストが増加する。そのため、本研究では、従来用いられてきた非鋼向け刃具ではなく鋼向け刃具ドリルで穴あけ加工を実施した。なお、穴内の表面粗さの基準は本結果を参考に $Rz=3\mu m$ に設定し、製作品をランダムに断面加工して、穴内の表面粗さ及び穴入口部の断面形状に異常がないかを確認した。

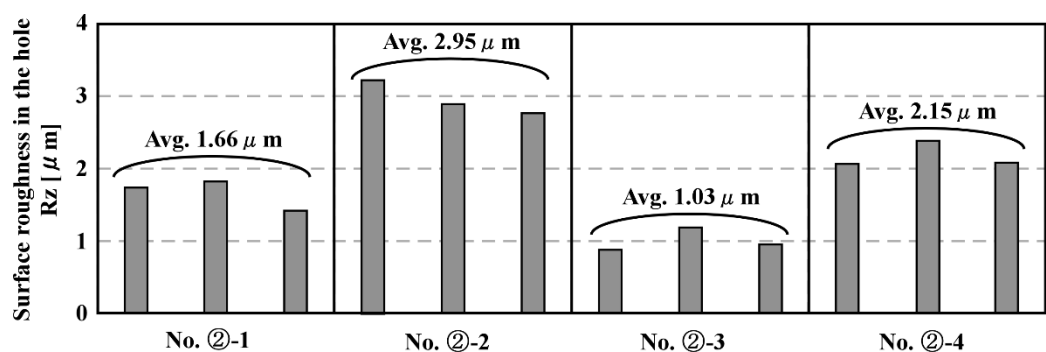


図 3-6 ドリル刃具と被加工材料の違いによる穴内表面粗さへの影響

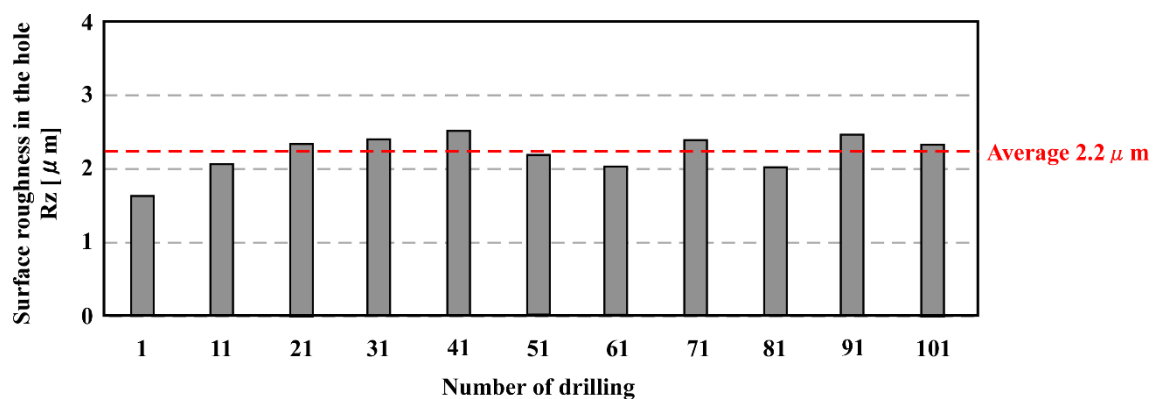


図 3-7 ドリル加工回数と穴内表面粗さの関係

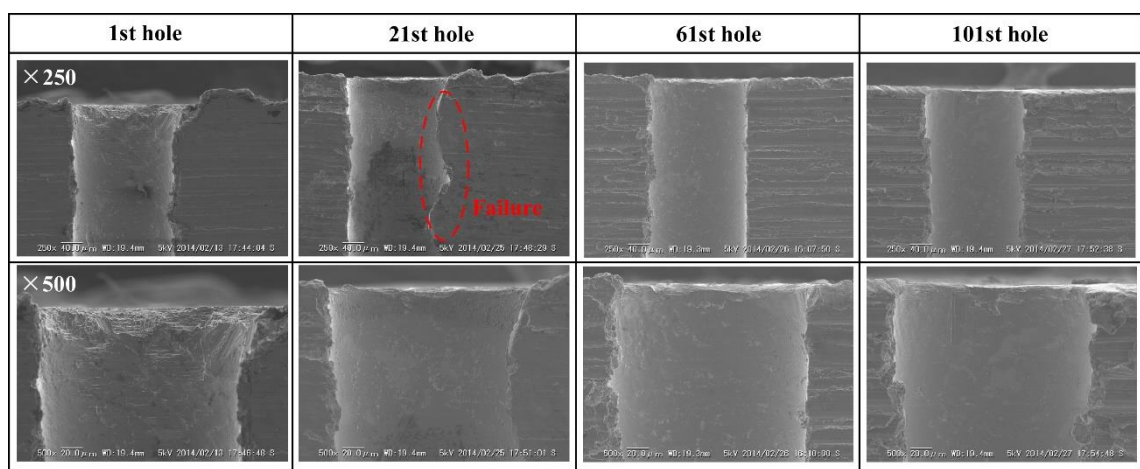


図 3-8 穴入口部の断面形状とドリル加工回数の関係

3.1.3 内部線の圧着固定

従来は、圧着して微細穴径を縮小させて心線及び内部線と固定していたが [35]、本研究では内部線のみを圧着固定することで内部接点を形成したので、以下で述べる。なお、心線を固定するのに圧着固定を用いなかった理由は後述する。

任意の長さに切り出したクロメル、コンスタンタン線の被覆を先端から 1.5mm 程度除去して、その部分を直角に折り曲げて、ボディの表面から 3.5mm に加工した $\phi 0.16\text{mm}$ の微細穴に挿入した。その線が圧着固定の際に各線が抜け落ちないように、ボディと各線を熱硬化接着剤(Devcon F-2 主剤, 硬化剤)で固定する。

過去の研究では 2 点で圧着力(荷重)をかけており、センサごとの外径がばらつきを低減させるために 30 回以上に分けてボディを圧着していた [36]。そこで本研究では、図 3-9 に示すように切削工具を工作機械に固定するためのコレットチャック及びトルクレンチ(昭和精機製)を使用して、ボディに 4 点で圧着力(荷重)かかるように工夫した。

圧着方法は、図 3-10 に示すようにコレットにセンサボディを表面から挿入して、コレットチャックナットにセンサボディ付きのコレット装着し、コレットチャックに取り付けて手で回らなくなるまで締め付けた。その後、コレットチャックの両端にトルクレンチとレンチが同じ方向となるように取り付けて、レンチを固定してトルクレンチを 180 度回転させて締め付けた。このとき、センサボディの真円度を確保するために、図 3-10(b)の拡大図のように 1 回締め付けを行ったら 2 回目はコレットに挿入したボディの角度を 45 度回転させ、この 2 回の締め付けを 1 セットとした。圧着条件は表 3-2 に示すように、この圧着方法を 3 セット繰り返すことで規定のセンサボディ外径となり、ボディと内部線が電氣的に導通することを確認した。

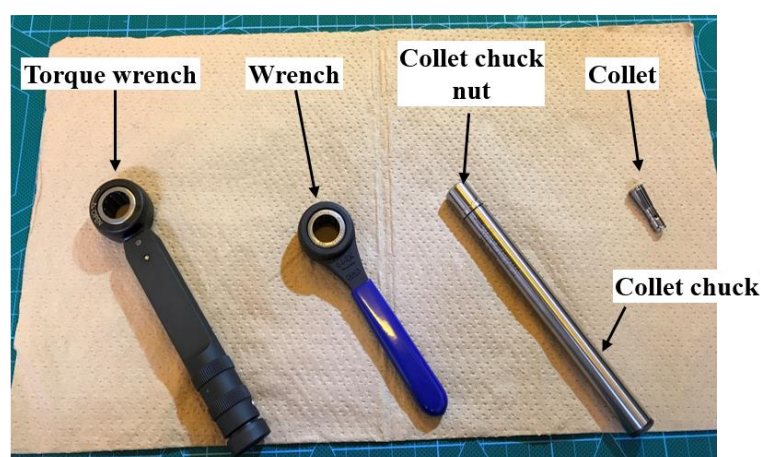
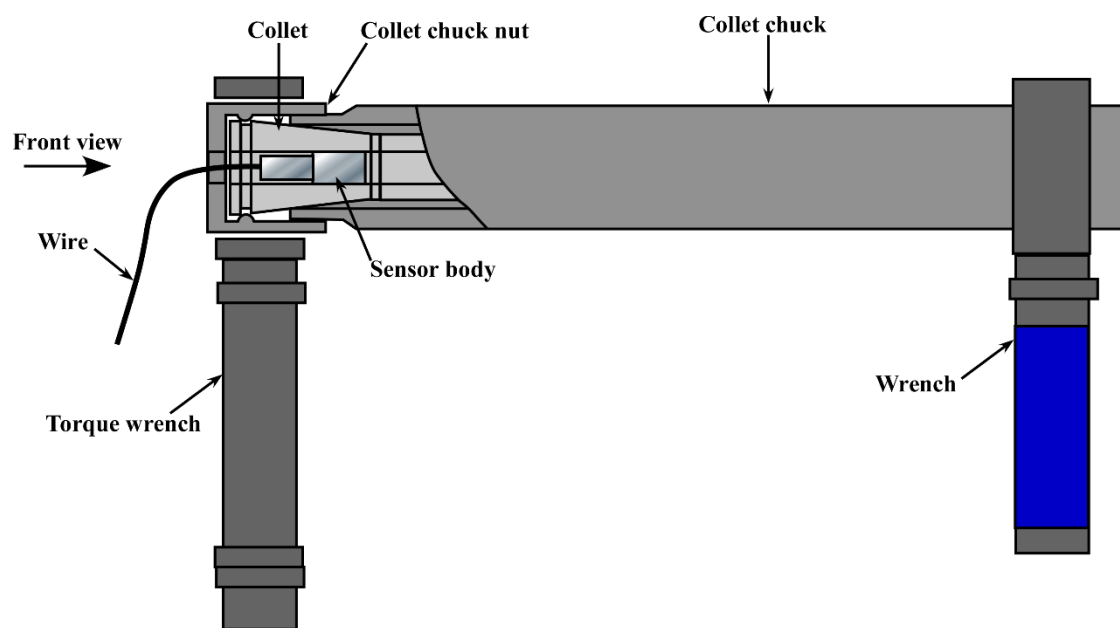


図 3-9 圧着に使用した工具類



(a) Side view

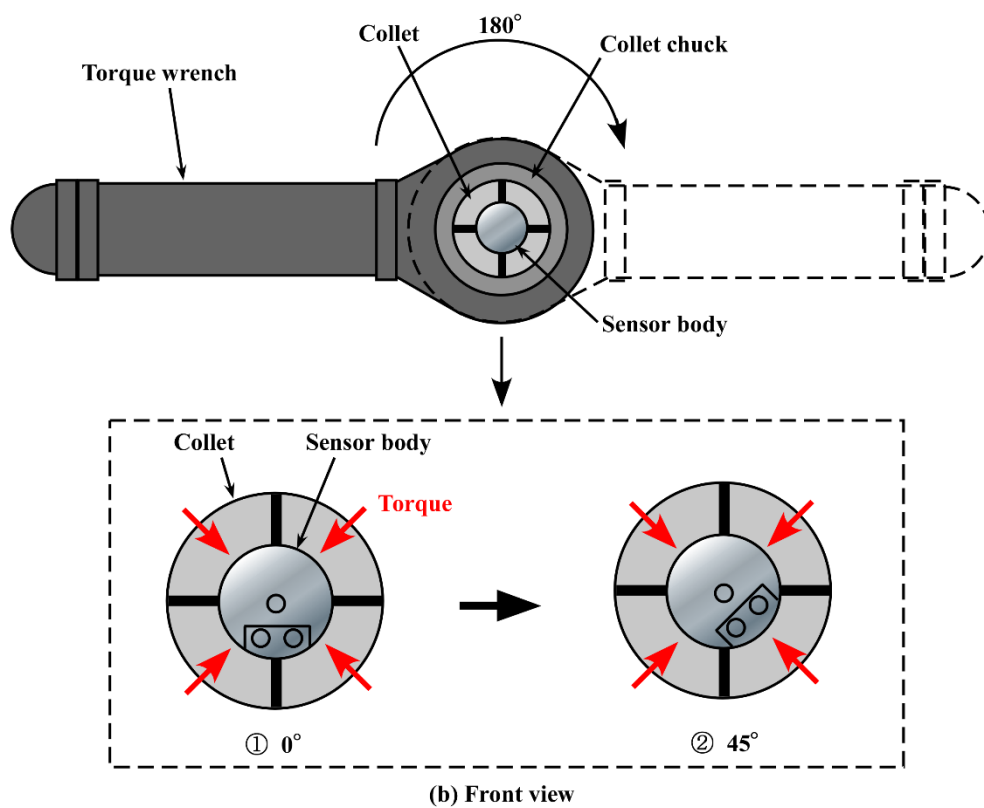


図 3-10 センサボディの圧着方法

図 3-11 にボディ 6 個の圧着回数に対するボディ直径を示すが、圧着することで圧着前(加工後)のボディ外径よりもばらつき(最大値と最小値の差)がやや増加しているが、圧着後のばらつきは $\pm 0.01\text{mm}$ 程度に収束しているため、従来よりも大幅に工数を低減でき、ボディの図面指示精度($\pm 0.01\text{mm}$)を考えても一定の再現性を得られていることを確認した。

表 3-2 センサボディの圧着条件

Number of crimps	Collet chuck inner diameter [mm]	Tightening angle [deg.]	Body angle [deg.]
1	$\phi 3$	180	0
			45
2	$\phi 3$	180	0
			45
3	$\phi 3$	180	0
			45

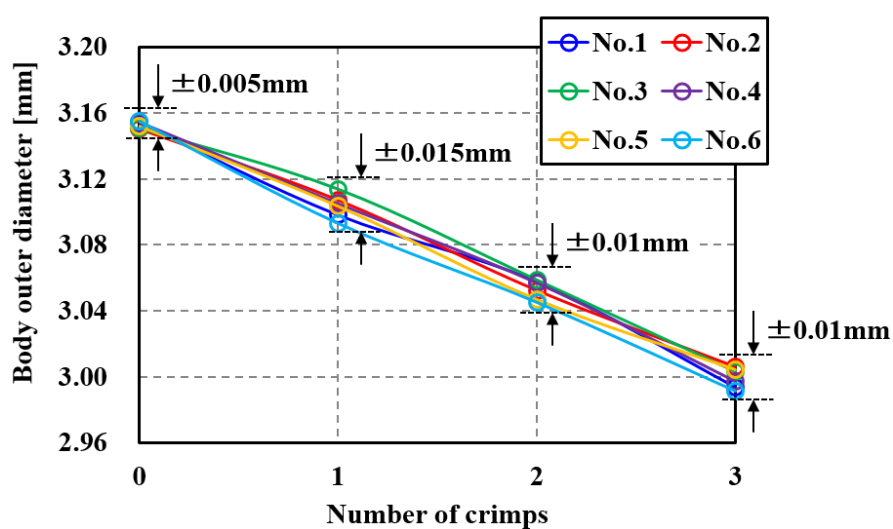


図 3-11 圧着回数によるセンサボディ外径の変化とばらつき

3.1.4 心線の接着固定

従来は圧着して微細穴径を縮小させて心線を固定していたが [35], 圧着固定することで心線の絶縁被覆の性状が変化してしまい, スパッタリング法によってその絶縁被覆上に薄膜を形成しても十分な付着強度が得られなかった.

そのため, 本研究では高温耐熱の熱硬化樹脂接着剤(主剤: STYCAST 2850FTJ, 硬化剤: CATALYST 17)を外周にコーティングした心線(素線)をセンサボディ中心の微細穴に挿入して, 図 3-12 に示すようにボディ(長さ 8mm)を回転させながら 25~30mm の範囲で 10 回程度往復させて, 微細穴と線との間に接着剤が十分に充填していること, ボディと心線の電氣的絶縁が確保されていることを確認して, 接着剤を熱硬化させた.

本研究で使用了接着剤(主剤: STYCAST 2850FTJ, 硬化剤: CATALYST 17)は 2 液混合タイプであるので攪拌する必要があるが, 手作業による攪拌では気泡が生じてしまい, ボディと心線間の空隙が生じてしまっていた. そのため, 自転及び公転によって攪拌及び脱泡処理が可能な攪拌機(シンキー製 自転・公転ミキサー, 型式: ARE-310)を用いて, 最適化な攪拌及び脱泡条件に設定することで, 空孔の発生を大幅に低減させ, センサの歩留まりを向上させた.

また, 接着剤を規定された仕様条件で硬化しても, 実際にエンジン試験で使用される温度域で接着剤が膨張して表面の薄膜が断線することがわかった. この接着剤の膨張は熱硬化時の温度履歴が影響していることが確認されたので, 最適な熱硬化条件を検討して接着剤の膨張が改善することを確認した.

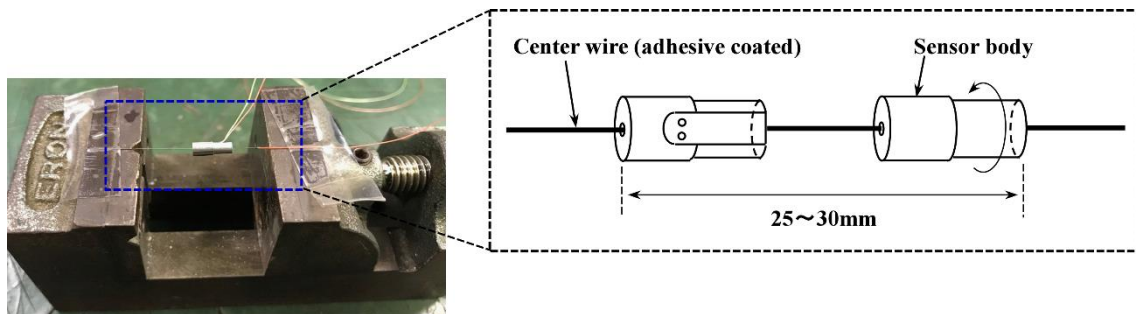


図 3-12 心線の接着固定方法

3.1.5 ホルダへの埋め込み

センサは燃焼室に直接埋め込むことが可能であるが、接着固定するのでセンサの付け替えが困難となる。本研究では図 3-13 の示すように、一般的な圧力センサの取付寸法と同様の M5×0.5 ホルダにセンサを埋め込むことでセンサ仕様を変更しても燃焼室に脱着可能な取り付け方法とした。なお、ホルダの材質は燃焼室と同材料、接着剤(断熱層)の厚さは従来の研究 [26]を参考に 0.2mm とした。

埋め込み方法は、あらかじめ周囲に接着剤を塗布したセンサボディをホルダに挿入し、センサとホルダ間に接着剤が充填していることを確認して、接着剤は熱硬化の過程で体積が収縮するため、センサ及びボディの表面に接着剤が盛り上がる程度で 3. 1. 4 項と同様に熱硬化させる(図 3-14)。

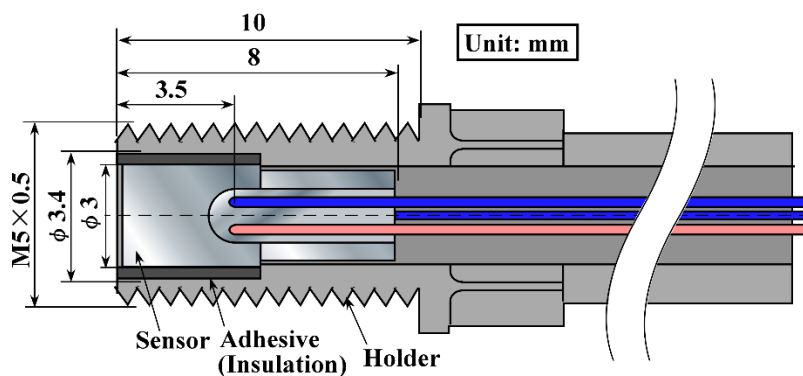


図 3-13 センサホルダの構造と形状

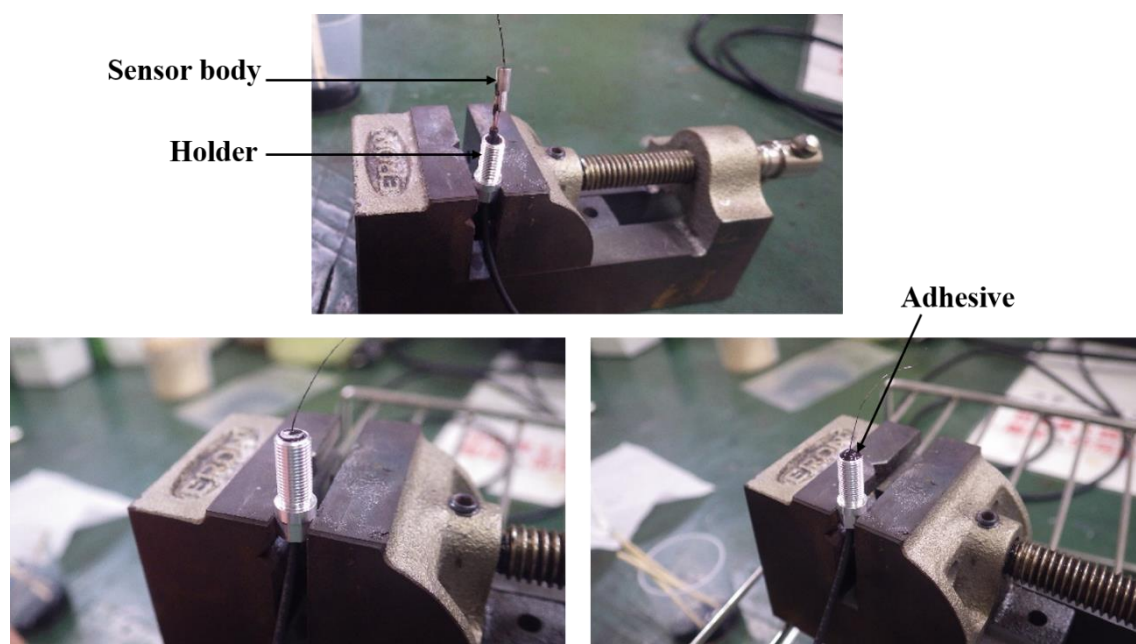


図 3-14 ホルダへのセンサ埋め込みの様子

3.1.6 センサ表面研磨

センサ表面に金属薄膜を形成するためには，表面研磨による心線とボディ表面の面一化及び平滑化が必要となる．研磨には，図 3-15 に示すように研磨盤の回転速度及びサンプルのスイング速度，おもりによる研磨荷重，マイクロメータによる研磨量の各パラメータが調整できる研磨機(池上精機製 精密試料 自動仕上げ専用機，型式：ISPP-1000)を用いた．

図 3-16 に示すように，センサを埋め込んだ M5 ホルダを研磨治具に取り付けて，研磨機に装着した．研磨条件を表 3-3 に示す．この結果，図 3-17 に示すように#220 の研磨紙で表面の不要な接着剤を除去してセンサボディ表面全体が露出するまで研磨して，さらに各研磨紙で最適な時間を設定して研磨することで，表面粗さが低減できていることが確認できる．本研究では，過去の実績(テープ付着試験：JIS H 8504 の結果)からセンサボディの表面粗さが最大高さ R_z ：0.2~0.6 μm となるように研磨した．

図 3-18 に研磨前後のセンサホルダのネジ部長さ，図 3-19 に X 線 CT スキャンにて測定した研磨後の内部接点の深さ((a)半径方向断面，(b)軸方向断面)を示す．図 3-18 のようにセンサの研磨量を 100~200 μm とすることで，図 3-19 のように内部接点の深さは 3.3~3.5mm となった．なお，内部接点の深さが 3.3~3.5mm の範囲では熱流束解析結果はほとんど変化がないことを確認している．

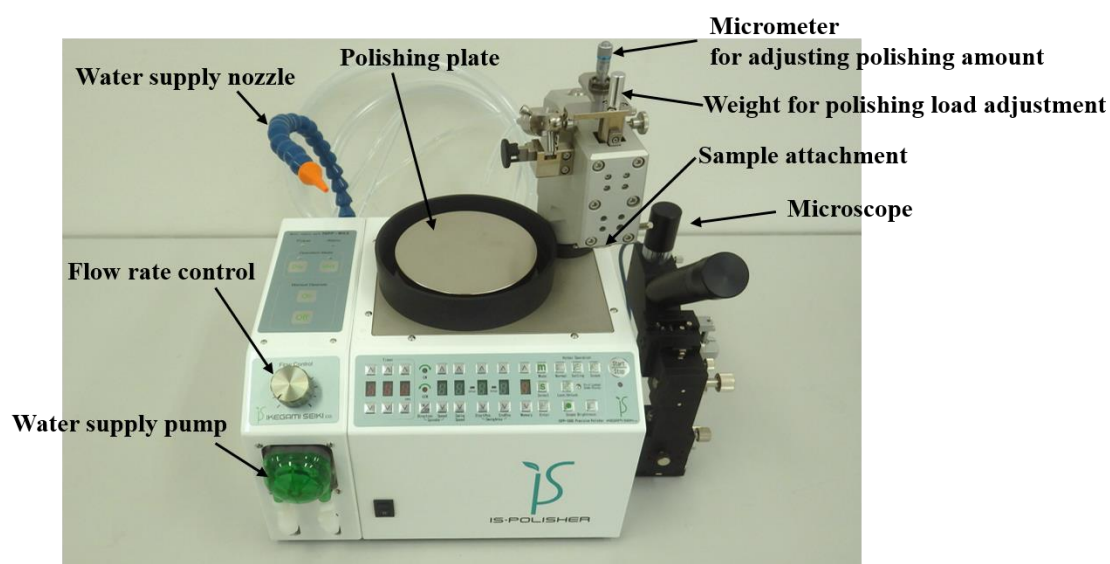


図 3-15 センサ表面の研磨に使用した研磨機の全体図

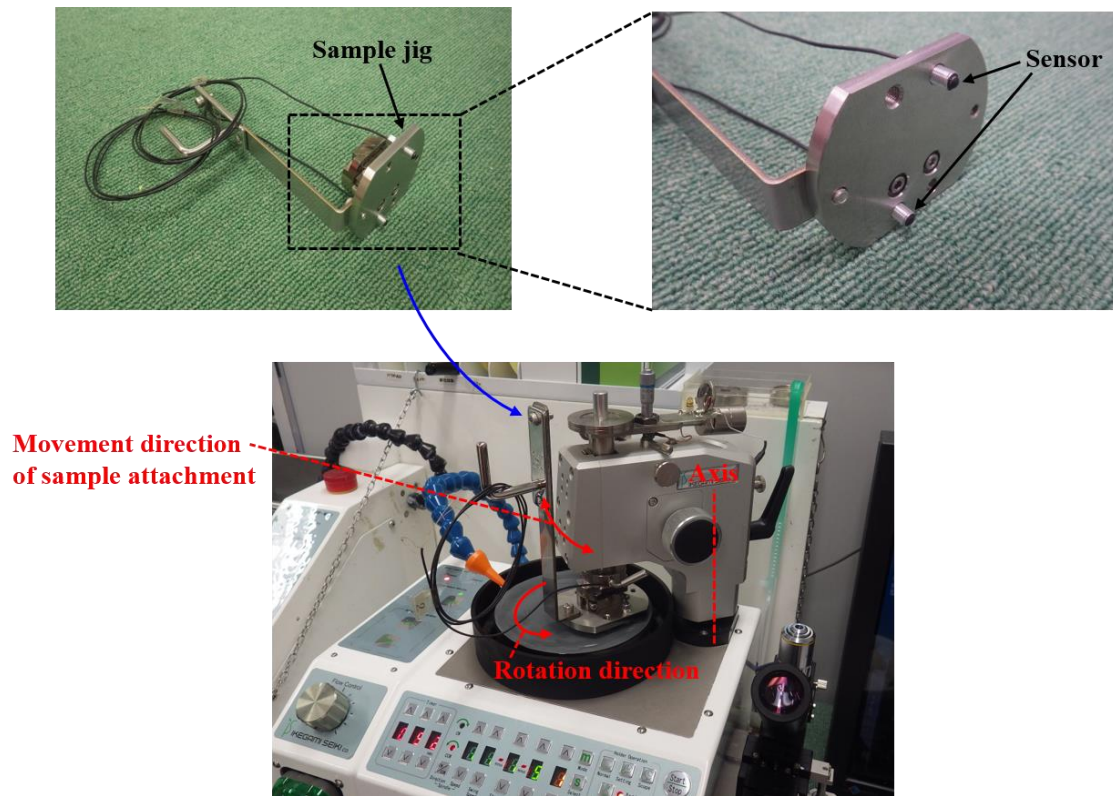


図 3-16 研磨機へのセンサ取り付け方法

表 3-3 研磨条件

Abrasive paper	Polishing time [s]	Rotating speed of polishing machine [rpm]	Weight [g]
#220	—	100	50
#400	300		
#800	120		
#2000	120		
Aluminum film 3 μ m	180		
Diamond paste 3 μ m	180		150

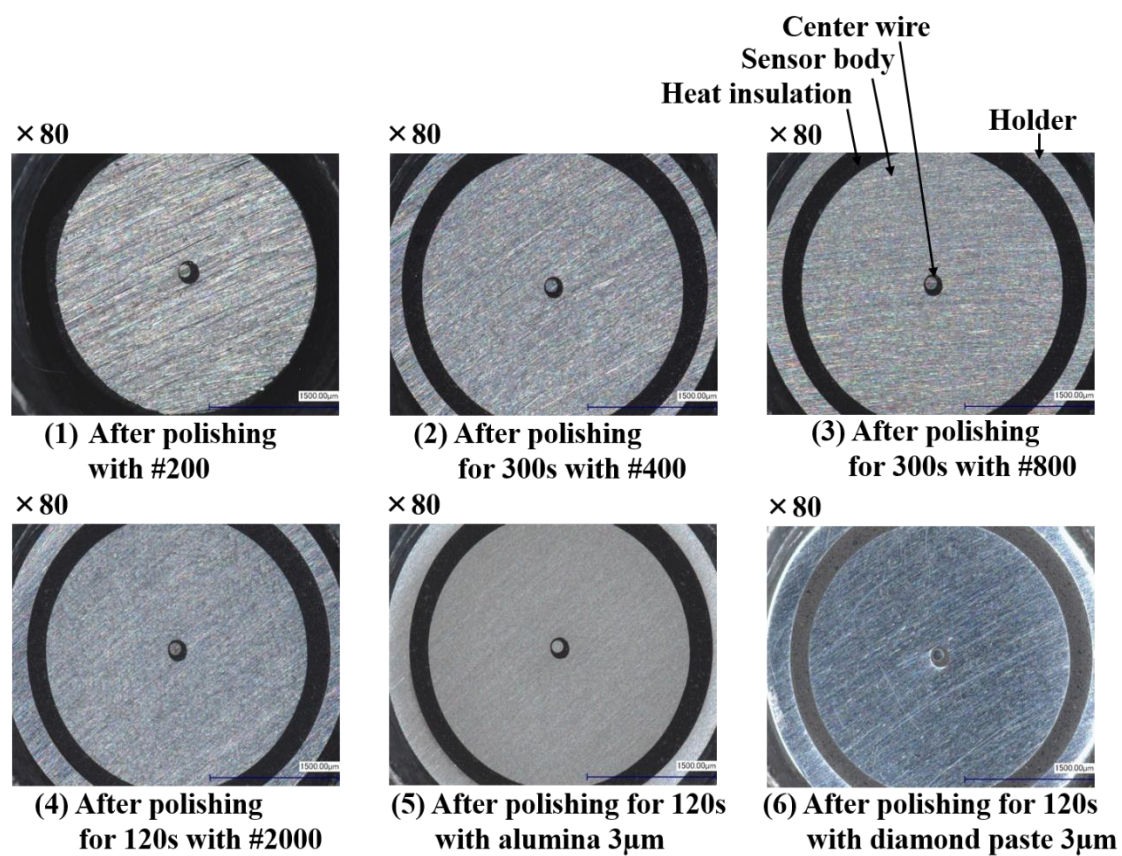
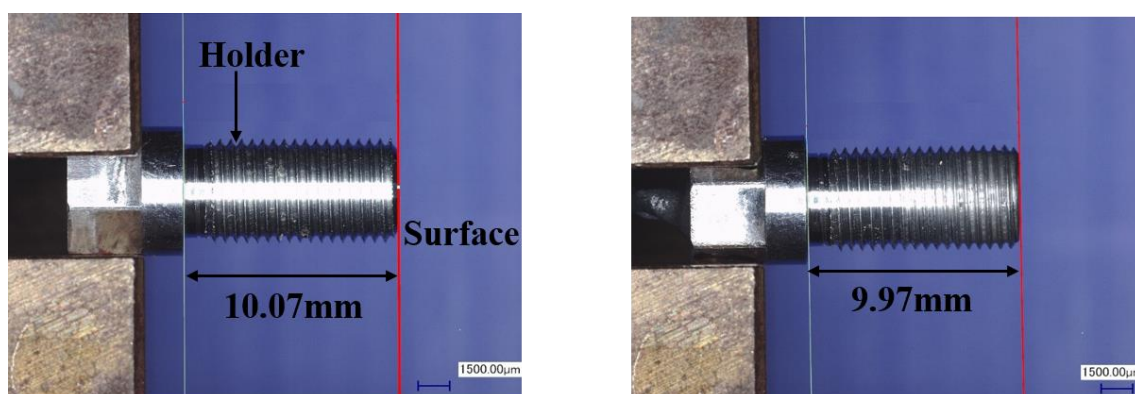


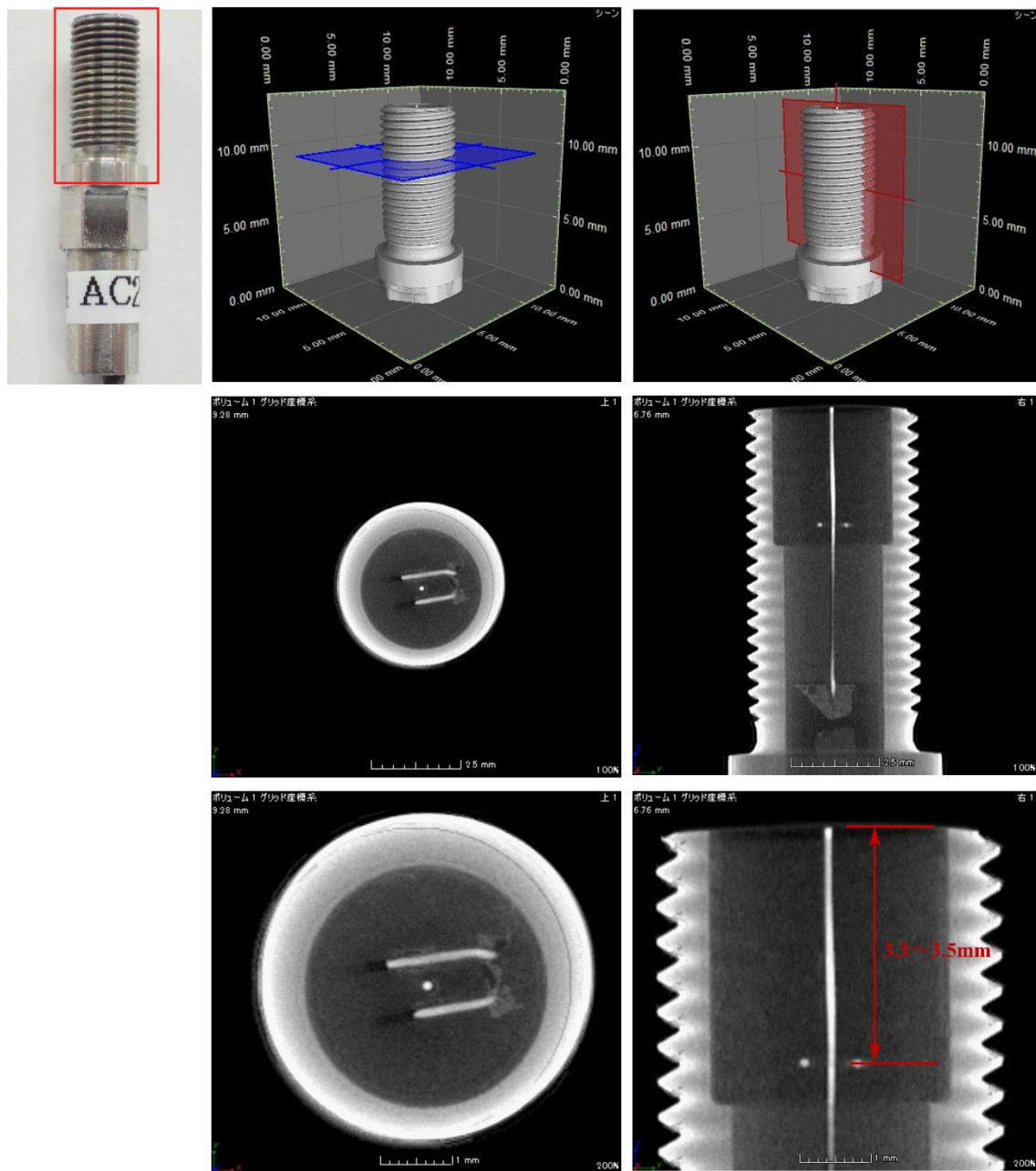
図 3-17 研磨工程のセンサ表面観察結果



(a)研磨前

(b)研磨後

図 3-18 センサホルダの研磨量の測定結果



(a)半径方向断面

(b)軸方向断面

図 3-19 X 線 CT スキャンによるセンサの内部接点深さの測定結果

3.1.7 センサ表面のパターニング(フォトリソグラフィ法)

センサを埋め込んだホルダ部にそのまま金属薄膜を成膜してしまうと、ホルダにも金属薄膜が付着してしまい、ホルダとボディが導通することで余計な接点領域が形成されてしまうことになる。そのため本研究では、図 3-20 に示すようにフォトリソグラフィ法を用いて、ホルダ表面のみをマスクした。手順は、センサホルダ全面にドライフィルムレジストを貼り付けて、センサボディ表面のみが隠れるようにフォトマスクを設置して露光した。今回用いたドライフィルムレジストはネガ型であるので、センサ表面を現像液に浸すと、図 3-21 のように感光(露光)していない部分のレジストが除去される。その後、3. 1. 8 項で述べる合金薄膜を形成して、リフトオフするとセンサボディ表面部だけに金属薄膜が形成された状態となる。

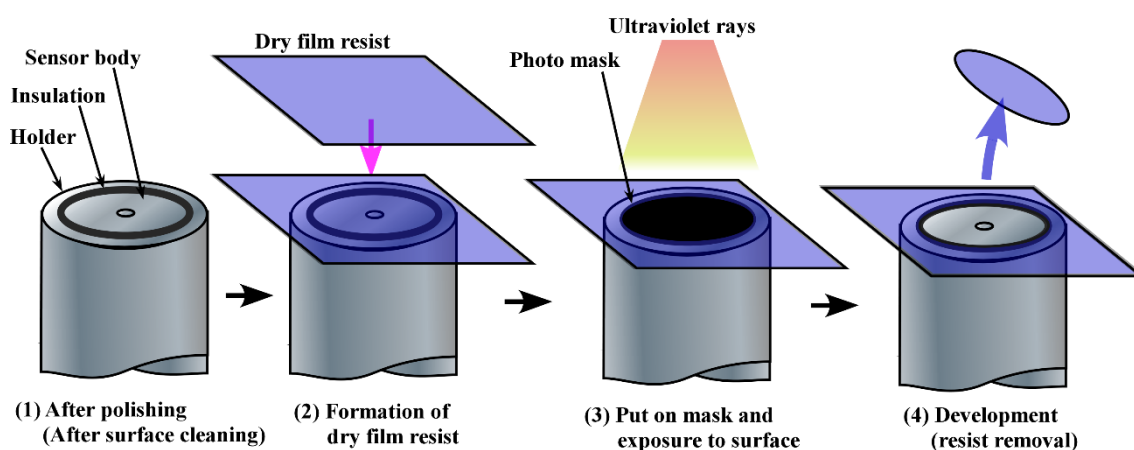


図 3-20 センサパターニングの手順

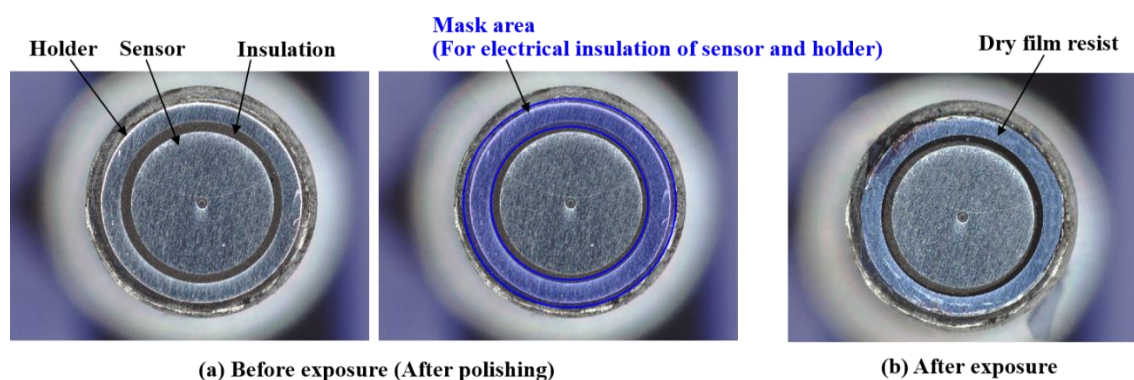


図 3-21 パターニング前後のセンサ表面観察結果

3.1.8 合金薄膜の成膜

第4章で述べるように、表面と内部の温度差を正確に計測するにはボディもしくは心線と同じ合金材料の薄膜を形成する必要がある。そこで、真空蒸着よりも元の合金組成に近い薄膜を形成できるスパッタリング法を用いた。ただ、バルクと完全に同一組成の薄膜を得ることはできないので、その影響については4.6節で述べる。

スパッタリングは、エネルギーの高いイオン粒子(ガス分子)をターゲット(成膜材料)に衝突させて、成膜材料の原子・分子を基材に付着させ、薄膜を形成する方法である。そのため、薄膜にはガス分子が混入するが、放電ガス圧を比較的低くできる高周波スパッタリング法 [37]を選択して、その影響を小さくした。

スパッタリングの原理は図 3-22 に示すように高真空にした真空容器内に不活性ガス（スパッタリングでは通常 Ar: アルゴン）を導入して低圧プラズマ中で Ar^+ イオンと電子に電離させることで加速され、運動エネルギーを被膜となるターゲット材料に与えることで原材料原子を叩き出し、基盤に付着（成膜）させる。また、金属膜を成膜する際には通常スパッタガスは Ar（アルゴン）が使用され、本成膜装置においても Ar を使用した。

スパッタリング法を用いてコンスタントな薄膜を形成したセンサ表面の観察結果を図 3-23 に示す。このように、センサ及びホルダ全面に薄膜を形成した後リフトオフすることでセンサホルダ部の薄膜が除去され、センサボディ表面部のみに金属薄膜が形成された状態となる。なお、断熱層上に薄膜が一部残存しているが、断熱層は絶縁体であるので原理的に問題ない。

さらに、スパッタリング法では成膜時間によって薄膜厚さを調整できる。一例として図 3-24 に示すように、実際に同じ成膜時間で6回成膜した場合(No.1~6)の薄膜厚さのばらつき(標準偏差)は3%以下に留まっており、膜厚さのばらつきを十分小さくできることもスパッタリング法の利点である。

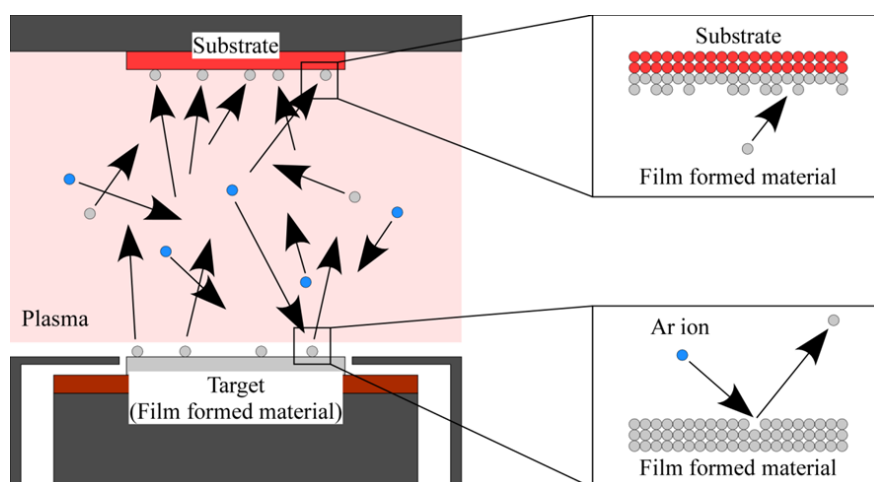


図 3-22 スパッタリング法の原理

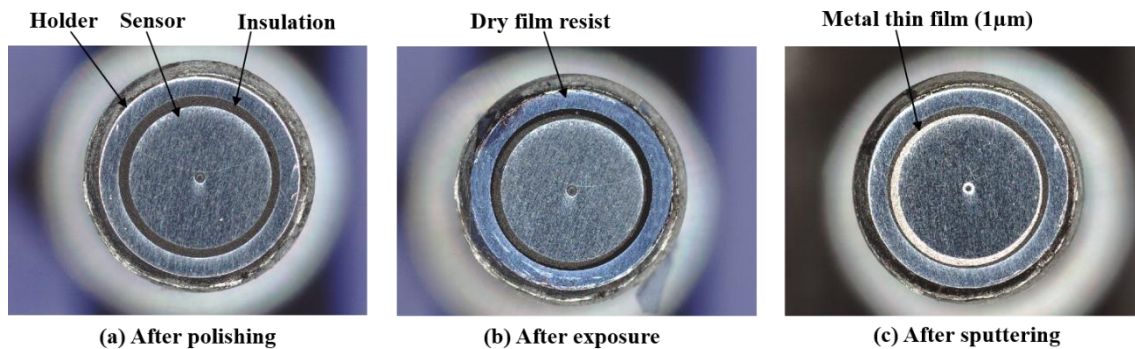


図 3-23 スパッタリング前後の表面観察結果

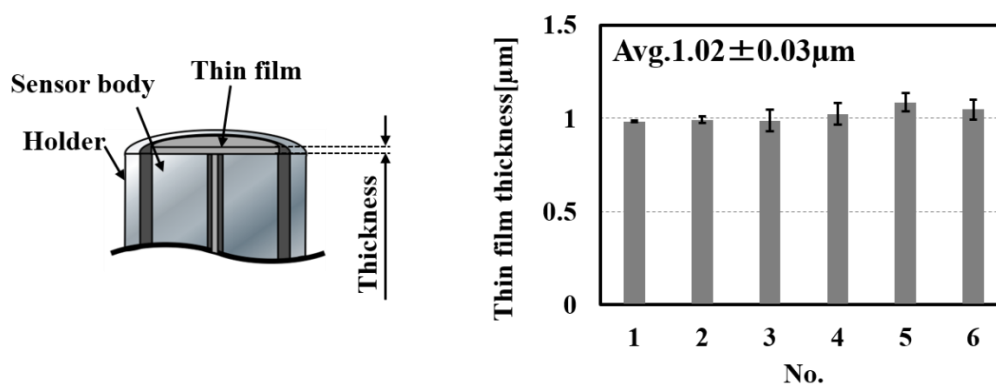


図 3-24 スパッタリング法によって形成した薄膜厚さのばらつき

3.1.9 配線の保護

図 3-25 に示すように、センサから導出した心線及び内部線は配線同士の接触による絶縁被覆の剥離を防止するために絶縁性の熱収縮チューブに挿入し、さらに、配線にノイズが混入することを防ぐためにシールドチューブに挿入した。

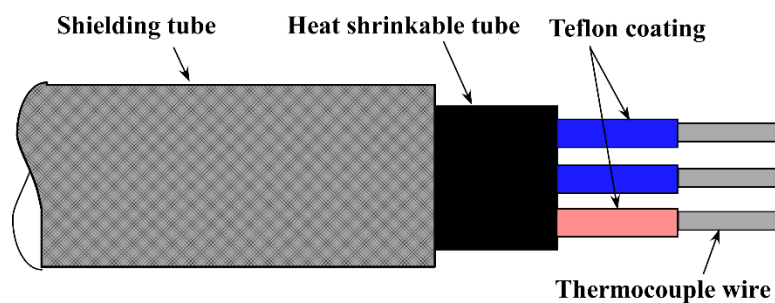


図 3-25 熱電対配線の保護

3.2 動的ばらつきの検証

5.2 節で述べる応答特性評価装置を用いて、波長が 532nm のレーザー光(一定熱量)を 800Hz で周期的にセンサの表面に与えて得られた熱流束振幅(算出方法は 5.3.2 項を参照)のばらつき(標準偏差)を検証した。無作為(ランダム)に選びだした 6 個($n=1\sim6$)のセンサ A より得られた熱流束を重ね書きした結果を図 3-26 に示す。この結果、3.1 節で述べた製作手法の確立によって、 $\pm 5\%$ 程度と高い精度を実現できていることを確認した。これは参考値として取得したセンサ B($n=1\sim3$)の $\pm 15\%$ 程度よりも十分小さいばらつきである。

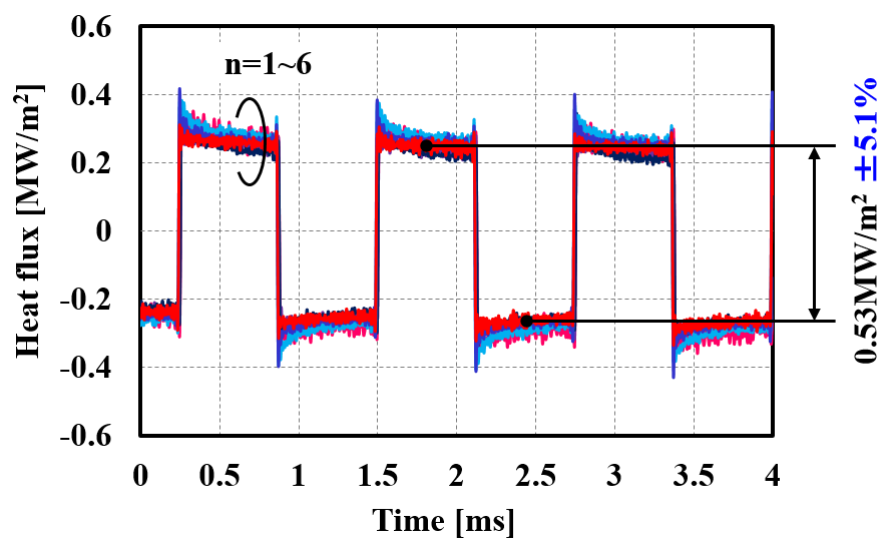


図 3-26 応答特性評価装置を用いた高精度同軸型熱電対(センサ A)の動的ばらつき検証結果

3.3 まとめ

高精度同軸型熱電対(センサ A)の製作法を開発・確立し、今までほとんど検証されていないセンサの個体差による動的ばらつきを検証して、以下の結果を得た。

- (1) ボディの微細穴加工や圧着固定の従来手法の問題点を改善して、大幅に工数を削減でき、高い加工精度と再現性が得られた。心線の固定については接着剤の攪拌や熱硬化条件を厳密に管理することで安定した絶縁層を形成できた。さらに、センサ表面については研磨時間や荷重等の条件設定によってスパッタリング法に適した表面粗さに仕上げるのが可能となり、ボディや心線と同等の合金材料を形成することに成功した。以上の製作法の改善によって、新たな同軸型熱電対の製作法を確立した。
- (2) センサ A は高精度かつ安定した製作法を確立したことで、大きくとも $\pm 5\%$ 程度の精度(動的ばらつき低減)を実現でき、多点での同時計測においても各点での正確性の高い定量比較を可能とした。なお、これは参考値として取得した汎用同軸型熱電対(センサ B)の $\pm 15\%$ 程度よりも十分小さいばらつきである。

第4章 測定原理に基づく高精度同軸型熱電対の構成材料検討

4.1 同軸型熱電対の測定原理の考察

同軸型熱電対は、温度変化によって熱起電力(微小電圧)が生じる熱電対法を使用している。表面と内部の温度差 ΔT と内部温度 T_{inside} をそれぞれ計測して、表面温度 T_{surface} は ΔT と T_{inside} との和で求められる。

図 4-1(a)に示すように、センサ構成はボディ (Body) 中心に周囲が絶縁処理された心線 (Center wire) を挿入して、ボディと心線の表面を面一とした表面に薄膜 (Thin film) を形成する。さらに、表面から任意の深さに内部線 1 (Inside wire 1)、内部線 2 (Inside wire 2) が挿入されている。

榎本らによって開発された同軸型熱電対 [25](以下では、従来型と記述する。)は、薄膜(銅、厚さ $10\mu\text{m}$)、ボディ(アルミ合金)、心線(コンスタンタン)の材料が異なるので、薄膜と心線の界面温度 T_a 、薄膜とボディの界面温度 T_b 、内部線とボディの接触部 T_c の3点の接点形成される。なお、 T_c においてボディとそれぞれ内部線 1、内部線 2 の接触面の温度差は十分に小さいものとする。表面と内部の温度差 ΔT を計測するための熱電回路(図 4-1(b))で発生する熱起電力 E は(4-1)もしくは(4-2)式のように表される [37]。 ($T_a > T_b > T_c$ の場合)

$$\begin{aligned} E &= \int_{T_b}^{T_a} \sigma_t dT + \int_{T_c}^{T_b} \sigma_b dT + \int_{T_a}^{T_c} \sigma_{w1} dT \\ &= \int_{T_b}^{T_a} (\sigma_t - \sigma_{w1}) dT + \int_{T_c}^{T_b} (\sigma_b - \sigma_{w1}) dT \end{aligned} \quad (4-1)$$

または,

$$= \int_{T_b}^{T_a} (\sigma_t - \sigma_b) dT + \int_{T_a}^{T_c} (\sigma_{w1} - \sigma_b) dT \quad (4-2)$$

内部の温度 $T_{\text{inside}}(T_c - T_{\text{Cold}})$ を計測するための熱電回路(図 4-1(b))で発生する熱起電力 E_{in} は(4-3)式のように表される。 ($T_c > T_{\text{Cold}}$)

$$\begin{aligned} E_{\text{in}} &= \int_{T_{\text{Cold}}}^{T_c} \sigma_{w2} dT + \int_{T_c}^{T_{\text{Cold}}} \sigma_{w1} dT \\ &= \int_{T_{\text{Cold}}}^{T_c} (\sigma_{w2} - \sigma_{w1}) dT \end{aligned} \quad (4-3)$$

ここで,

$E_{\text{Su-In}}$: 表面と内部の温度差を計測する熱電回路内に生ずる熱起電力[V]

E_{In} : 内部の温度を計測する熱電回路内に生ずる熱起電力[V]

T_a : 薄膜－心線の接触面内平均温度[K], T_b : 薄膜－ボディの接触面内平均温度[K]

T_c : ボディ－内部線の接触面内平均温度[K], T_{Cold} : 冷接点基準(氷点)温度[K]

σ_t : 薄膜の熱電能[V/K], σ_b : 母材の熱電能[V/K]

σ_{w1} : 心線(内部線 1)の熱電能[V/K], σ_{w2} : 内部線 2 の熱電能[V/K] とする。

(4-1)及び(4-2)式より表面と内部の温度差 ΔT を正確に計測するには、 T_a と T_b の温度差を十分に小さくすることが重要と考えられる。以降では、熱電対の法則(熱電回路)に基づいて表面の薄膜材料を選択し、この材料の違いによる同軸型熱電対の熱接点(測温点)位置の変化が壁面温度及び熱流束解析結果に与える影響について数値解析及び実測解析の両観点から調査し、高精度化のための検討を行った。

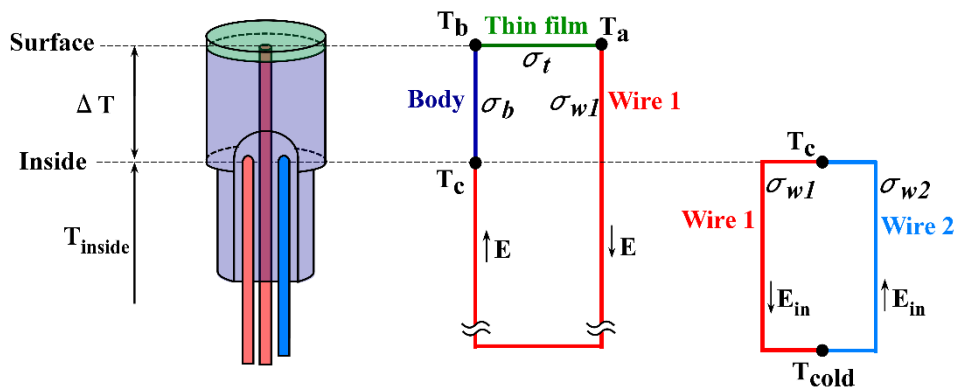
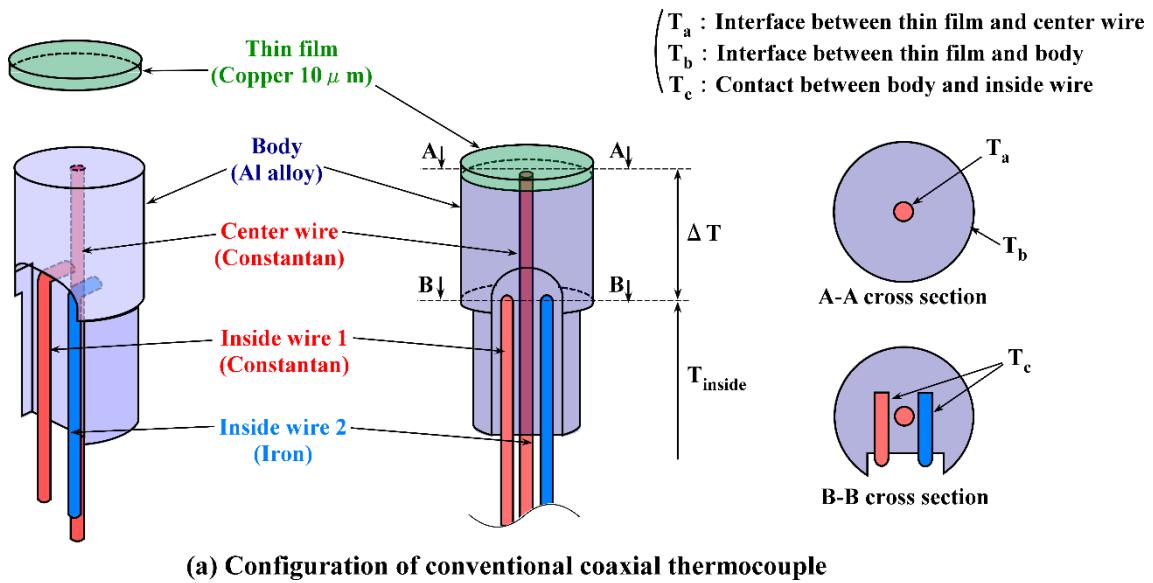


図 4-1 従来の同軸型熱電対の測定原理

4.2 精度検証のための数値解析手法

4.2.1 解析モデル

数値解析には 3 次元モデルを使用してセンサ形状を詳細に再現して検証することが望ましいが、要素数が多くなることで計算時間が膨大に増加してしまう。そのため、本研究では図 4-2(a)に示すように、センサが断熱層(低熱伝導率接着剤、詳細は 2.1 節)を介して燃焼室壁面に埋めこまれたモデルを半径・軸方向に分割した 2 次元円柱座標系の要素モデルを考えて、各要素の熱エネルギーバランス(熱伝導方程式)よりモデル内の温度分布を求める階差式(完全陰解法)を導出した。解析の前提条件として、材料の境界面における接触抵抗はなくモデルの最外周は断熱とし、モデルの円周方向には熱流れはないと仮定した。

解析モデルの構成材料を表 4-1 に示す。薄膜材料は従来用いられてきた銅 [25]と本研究で新たに用いたアルミ合金、コンスタンタンとしている。なお、本来(センサがない場合)の表面温度は図 4-2(a)のモデルをすべて燃焼室材料(アルミ合金)として熱伝導方程式(階差式)から算出して、本来の熱流束はその最表面温度と表面の境界条件として与えたガス温度と熱伝達率を用いてニュートン冷却則から算出した。

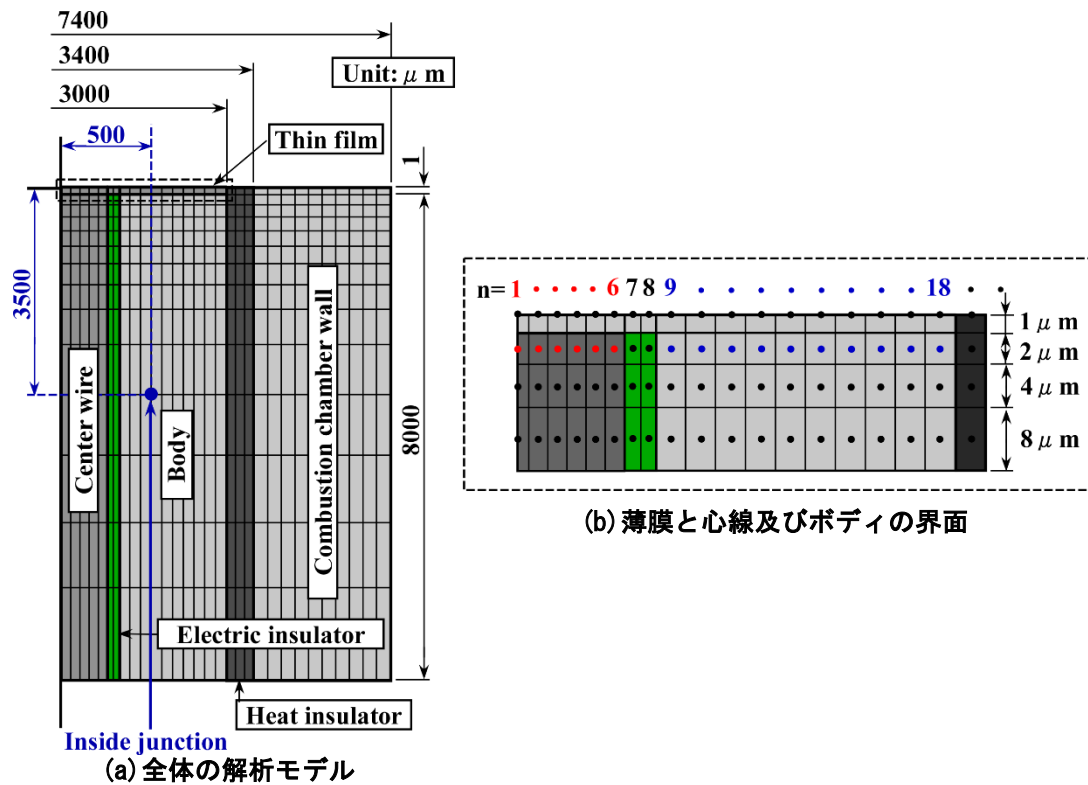


図 4-2 同軸型熱電対の数値解析モデル

表 4-1 数値解析モデルの構成材料

Composition material	Material
Thin film	Copper Aluminum alloy Constantan
Center wire	Constantan
Electric insulator	Resin adhesive
Body	Aluminum alloy
Heat insulator	Resin adhesive
Combustion chamber wall	Aluminum alloy

4.2.2 解析条件

モデル表面の境界条件として使用する筒内の平均ガス温度は、ガソリン機関の 2000rpm 運転時における燃焼室内圧力等を用いて算出した。閉じた系(吸排気バルブ閉弁期間)においては理想気体の状態方程式から平均ガス温度を算出し、開いた系(吸排気バルブ開弁期間)においては吸気管・排気管から筒内に流入出するガスが断熱過程と仮定して、計測した吸気管・排気管内温度と圧力及び筒内圧力を用いて断熱の式から筒内のガス温度を算出した。また、バルブリフト量が 0 から 1mm 及び 1 から 0mm の遷移期間を 1 次式で補間した。熱伝達率は Woschni の式 [38]を参考に求め、その結果を図 4-3 に示す。背面の条件は冷却水温度を 353.15K 及び熱伝達率を $5800\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ で一定とした。

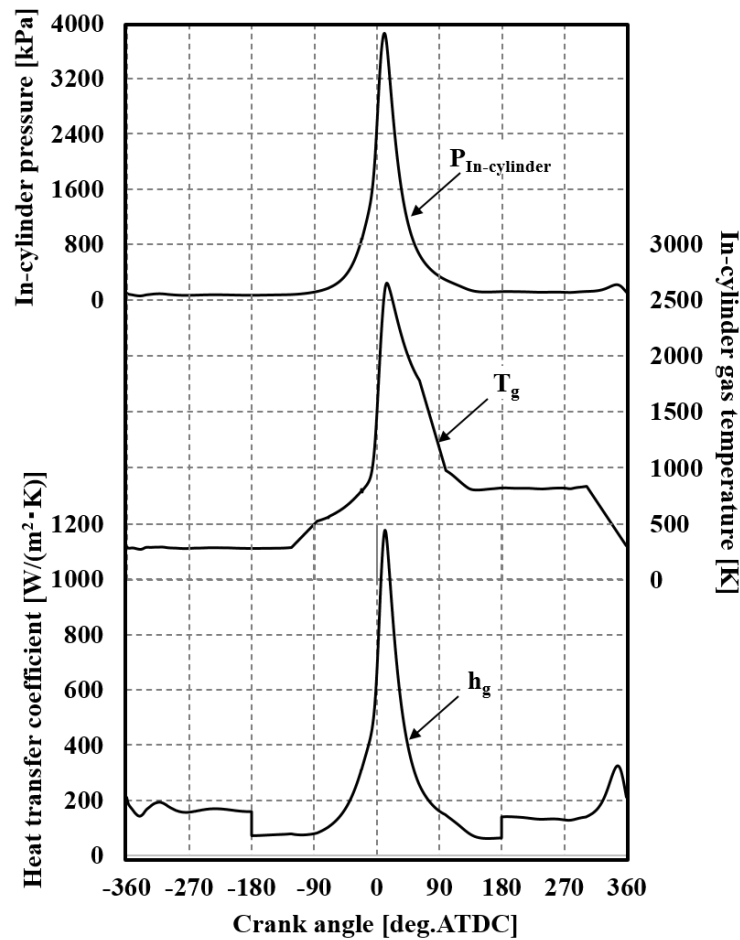


図 4-3 数値解析条件(筒内圧力，空間平均ガス温度及び熱伝達率)

4.2.3 各構成材料の熱物性値

解析には熱伝導方程式を用いるので各構成材料の熱物性値が必要となる。ボディ(アルミ合金 AC2B-T6)及び心線(コンスタンタン)の各温度に対する熱拡散率と比熱はレーザーフラッシュ法と示差走査熱量法(DSC, Differential Scanning Calorimetry) [33]により測定し、各温度に対する密度は常温時(293.15K 一定)のかさ密度と熱機械分析法(TMA, Thermomechanical Analysis) [33]により測定した熱膨張係数を用いて算出した。熱伝導率はこれらの熱拡散率、比熱、密度を用いて計算した。

薄膜の熱伝導率は、結晶構造・欠陥の違いや不純物原子の混入などによってバルクの熱物性値と異なることが報告されており [39], サーモリフレクタンス法 [40]を用いて薄膜の熱伝導率(界面抵抗を含まない)測定した。

代表例として各温度に対する熱伝導率をプロットして 3 次スプライン関数で補間した結果を図 4-4 に示す。接着剤は仕様値を参照した。この結果、コンスタンタンのバルクと薄膜の熱伝導率はほぼ同等だったが、AC2B-T6(アルミ合金)及び銅薄膜はバルクよりも大幅に小さくなった。

解析(熱伝導式)に使用する熱物性値は、得られた表面温度(もしくは表面温度の平均値)に対してかけ離れた温度点の物性値を使用した場合は温度分布や熱流束解析の誤差が大きくなることが 2.4.2 項で確認された。本解析では、2 次元解析であるので温度依存性を考慮すると計算コストが膨大となってしまうので、平均表面温度点の各熱物性値を用いて解析モデル内の温度分布を算出した。

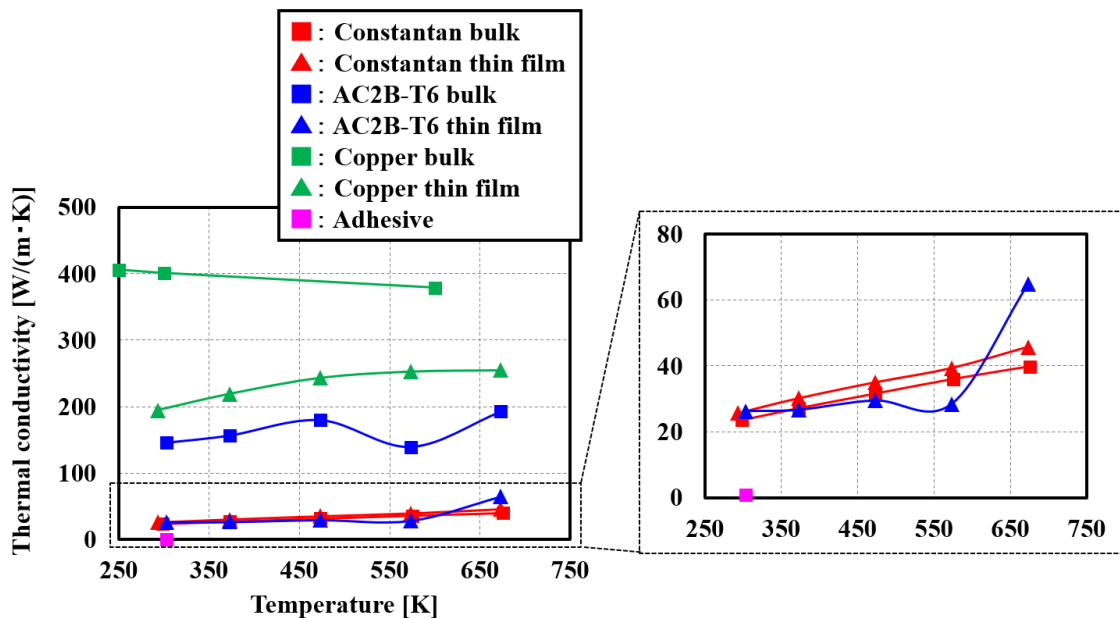


図 4-4 センサ構成材料の熱物性値測定結果

4.2.4 解析方法

半径・軸方向に分割した 2 次元円柱座標系の要素モデルであるので，温度分布の算出に使用する熱伝導方程式の一般式は(4-4)式のように表される [41].

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (4-4)$$

図 4-5 に示すように，本モデル(図 4-2)は要素の境界条件の違いによって①～⑨の領域に分割できる．以下では，代表例として完全陰解法にて⑤領域の差分近似式を導出方法について示す．

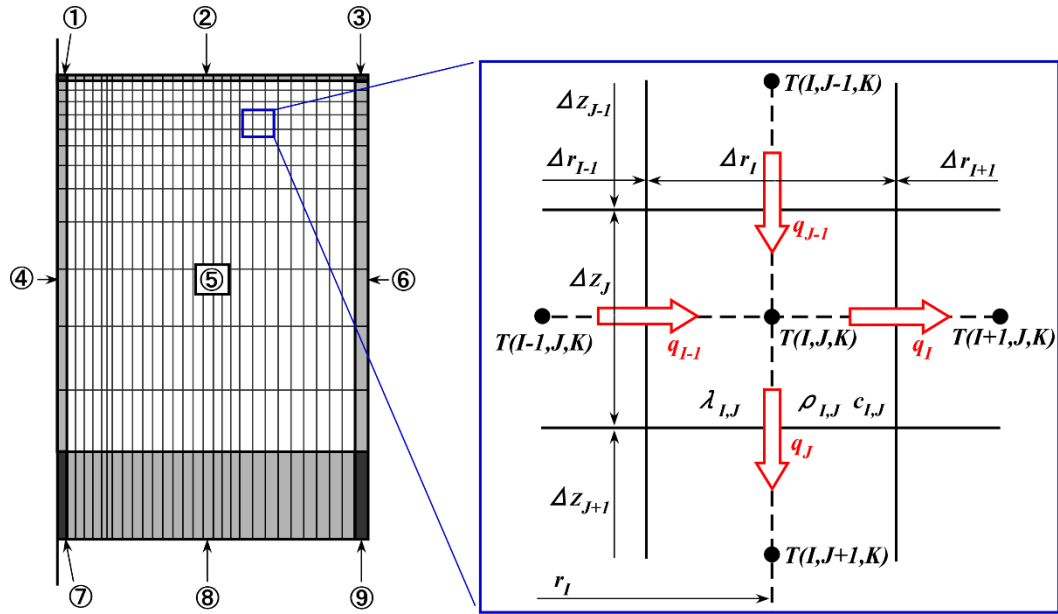


図 4-5 数値解析モデルの各要素の差分式導出方法

図 4-5 に示すような微小要素内に流入出する熱流束 q_{I-1} , q_I , q_{J-1} , q_J は，以下の(4-5)～(4-8)式で表される．

$$q_{I-1} = \frac{1}{\left(\frac{\Delta r_{I-1}}{2\lambda_{(I-1,J)}} + \frac{\Delta r_I}{2\lambda_{(I,J)}} \right)} (T_{(I-1,J,K+1)} - T_{(I,J,K+1)}) \quad (4-5)$$

$$q_I = \frac{1}{\left(\frac{\Delta r_I}{2\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta r_{I+1}}{2\lambda_{(I+1,J)}} \right)} (T_{(I,J,K+1)} - T_{(I+1,J,K+1)}) \quad (4-6)$$

$$q_{J-1} = \frac{1}{\left(\frac{\Delta z_{J-1}}{2\lambda_{(I,J-1)}} + \frac{\Delta z_J}{2\lambda_{(I,J)}}\right)} (T_{(I,J-1,K+1)} - T_{(I,J,K+1)}) \quad (4-7)$$

$$q_J = \frac{1}{\left(\frac{\Delta z_J}{2\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta z_{J+1}}{2\lambda_{(I,J+1)}}\right)} (T_{(I,J,K+1)} - T_{(I,J+1,K+1)}) \quad (4-8)$$

微小要素内に流入出する伝熱量(熱流束)と要素内に蓄えられる熱量が等しくなることから、以下の(4-9)式が導出される。

$$\begin{aligned} & \left\{ 2\pi \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right) q_{I-1} - 2\pi \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right) q_I \right\} \Delta z_J + \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} (q_{J-1} - q_J) \\ &= \rho_{(I,J)} c_{(I,J)} \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} \Delta z_J \frac{T_{(I,J,K+1)} - T_{(I,J,K)}}{\Delta t} \end{aligned} \quad (4-9)$$

$T_{(I,J,K+1)}$ について(4-9)式を整理すると、以下の(4-10)式のように表される。

$$\begin{aligned} & T_{(I,J,K+1)} \\ &= \frac{A_{(I,J)} T_{(I,J,K)} + B_{(I,J)} T_{(I-1,J,K+1)} + C_{(I,J)} T_{(I+1,J,K+1)} + D_{(I,J)} T_{(I,J-1,K+1)} + E_{(I,J)} T_{(I,J+1,K+1)}}{A_{(I,J)} + B_{(I,J)} + C_{(I,J)} + D_{(I,J)} + E_{(I,J)}} \end{aligned} \quad (4-10)$$

ただし、

$$\begin{aligned} A_{(I,J)} &= \rho_{(I,J)} c_{(I,J)} \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} \frac{\Delta z_J}{\Delta t} \\ B_{(I,J)} &= 2\pi \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right) \Delta z_J / \left(\frac{\Delta r_{I-1}}{2\lambda_{(I-1,J)}} + \frac{\Delta r_I}{2\lambda_{(I,J)}} \right) \\ C_{(I,J)} &= 2\pi \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right) \Delta z_J / \left(\frac{\Delta r_I}{2\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta r_{I+1}}{2\lambda_{(I+1,J)}} \right) \\ D_{(I,J)} &= \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} / \left(\frac{\Delta z_{J-1}}{2\lambda_{(I,J-1)}} + \frac{\Delta z_J}{2\lambda_{(I,J)}} \right) \\ E_{(I,J)} &= \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} / \left(\frac{\Delta z_J}{2\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta z_{J+1}}{2\lambda_{(I,J+1)}} \right) \end{aligned}$$

同様にして，図 4-5 の①～④，⑥～⑨も(4-11)～(4-18)式のように導出される．

①

$$T_{(I,J,K+1)} = \frac{A_{(I,J)}T_{(I,J,K)} + C_{(I,J)}T_{(I+1,J,K+1)} + D_{(I,J)}h_{g(K+1)}T_{g(K+1)} + E_{(I,J)}T_{(I,J+1,K+1)}}{A_{(I,J)} + C_{(I,J)} + D_{(I,J)}h_{g(K+1)} + E_{(I,J)}} \quad (4-11)$$

$$A_{(I,J)} = \rho_{(I,J)}c_{(I,J)}\pi\Delta r_I^2 \frac{\Delta z_J}{\Delta t}$$

$$C_{(I,J)} = 2\pi\Delta r_I\Delta z_J / \left(\frac{\Delta r_I}{\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta r_{I+1}}{2\lambda_{(I+1,J)}} \right)$$

$$D_{(I,J)} = \pi\Delta r_I^2$$

$$E_{(I,J)} = \pi\Delta r_I^2 / \left(\frac{\Delta z_J}{\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta z_{J+1}}{2\lambda_{(I,J+1)}} \right)$$

②

$$T_{(I,J,K+1)} = \frac{A_{(I,J)}T_{(I,J,K)} + B_{(I,J)}T_{(I-1,J,K+1)} + C_{(I,J)}T_{(I+1,J,K+1)} + D_{(I,J)}h_{g(K+1)}T_{g(K+1)} + E_{(I,J)}T_{(I,J+1,K+1)}}{A_{(I,J)} + B_{(I,J)} + C_{(I,J)} + D_{(I,J)}h_{g(K+1)} + E_{(I,J)}} \quad (4-12)$$

$$A_{(I,J)} = \rho_{(I,J)}c_{(I,J)}\pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} \frac{\Delta z_J}{\Delta t}$$

$$B_{(I,J)} = 2\pi \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right) \Delta z_J / \left(\frac{\Delta r_{I-1}}{2\lambda_{(I-1,J)}} + \frac{\Delta r_I}{2\lambda_{(I,J)}} \right)$$

$$C_{(I,J)} = 2\pi \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right) \Delta z_J / \left(\frac{\Delta r_I}{2\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta r_{I+1}}{2\lambda_{(I+1,J)}} \right)$$

$$D_{(I,J)} = \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\}$$

$$E_{(I,J)} = \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} / \left(\frac{\Delta z_J}{\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta z_{J+1}}{2\lambda_{(I,J+1)}} \right)$$

③

$$T_{(I,J,K+1)} = \frac{A_{(I,J)}T_{(I,J,K)} + B_{(I,J)}T_{(I-1,J,K+1)} + D_{(I,J)}h_{g(K+1)}T_{g(K+1)} + E_{(I,J)}T_{(I,J+1,K+1)}}{A_{(I,J)} + B_{(I,J)} + D_{(I,J)}h_{g(K+1)} + E_{(I,J)}} \quad (4-13)$$

$$A_{(I,J)} = \rho_{(I,J)}c_{(I,J)}\pi \{ r^2 - (r_I - \Delta r_I)^2 \} \frac{\Delta z_J}{\Delta t}$$

$$B_{(I,J)} = 2\pi(r_I - \Delta r_I)\Delta z_J / \left(\frac{\Delta r_{I-1}}{2\lambda_{(I-1,J)}} + \frac{\Delta r_I}{\lambda_{(I,J)}} \right)$$

$$D_{(I,J)} = \pi\{r_I^2 - (r_I - \Delta r_I)^2\}$$

$$E_{(I,J)} = \pi\{r_I^2 - (r_I - \Delta r_I)^2\} / \left(\frac{\Delta z_J}{\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta z_{J+1}}{2\lambda_{(I,J+1)}} \right)$$

④

$$T_{(I,J,K+1)} = \frac{A_{(I,J)}T_{(I,J,K)} + C_{(I,J)}T_{(I+1,J,K+1)} + D_{(I,J)}T_{(I,J-1,K+1)} + E_{(I,J)}T_{(I,J+1,K+1)}}{A_{(I,J)} + C_{(I,J)} + D_{(I,J)} + E_{(I,J)}} \quad (4-14)$$

$$A_{(I,J)} = \rho_{(I,J)}c_{(I,J)}\pi\Delta r_I^2 \frac{\Delta z_J}{\Delta t}$$

$$C_{(I,J)} = 2\pi\Delta r_I\Delta z_J / \left(\frac{\Delta r_I}{\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta r_{I+1}}{2\lambda_{(I+1,J)}} \right)$$

$$D_{(I,J)} = \pi\Delta r_I^2 / \left(\frac{\Delta z_{J-1}}{2\lambda_{(I,J-1)}} + \frac{\Delta z_J}{2\lambda_{(I,J)}} \right)$$

$$E_{(I,J)} = \pi\Delta r_I^2 / \left(\frac{\Delta z_J}{\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta z_{J+1}}{2\lambda_{(I,J+1)}} \right)$$

⑥

$$T_{(I,J,K+1)} = \frac{A_{(I,J)}T_{(I,J,K)} + B_{(I,J)}T_{(I-1,J,K+1)} + D_{(I,J)}T_{(I,J-1,K+1)} + E_{(I,J)}T_{(I,J+1,K+1)}}{A_{(I,J)} + B_{(I,J)} + D_{(I,J)} + E_{(I,J)}} \quad (4-15)$$

$$A_{(I,J)} = \rho_{(I,J)}c_{(I,J)}\pi\{r^2 - (r_I - \Delta r_I)^2\} \frac{\Delta z_J}{\Delta t}$$

$$B_{(I,J)} = 2\pi(r_I - \Delta r_I)\Delta z_J / \left(\frac{\Delta r_{I-1}}{2\lambda_{(I-1,J)}} + \frac{\Delta r_I}{\lambda_{(I,J)}} \right)$$

$$D_{(I,J)} = \pi\{r_I^2 - (r_I - \Delta r_I)^2\} / \left(\frac{\Delta z_{J-1}}{2\lambda_{(I,J-1)}} + \frac{\Delta z_J}{2\lambda_{(I,J)}} \right)$$

$$E_{(I,J)} = \pi\{r_I^2 - (r_I - \Delta r_I)^2\} / \left(\frac{\Delta z_J}{2\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta z_{J+1}}{2\lambda_{(I,J+1)}} \right)$$

⑦

$$T_{(I,J,K+1)} = \frac{A_{(I,J)}T_{(I,J,K)} + C_{(I,J)}T_{(I+1,J,K+1)} + D_{(I,J)}T_{(I,J-1,K+1)} + E_{(I,J)}h_cT_c}{A_{(I,J)} + C_{(I,J)} + D_{(I,J)} + E_{(I,J)}h_c} \quad (4-16)$$

$$A_{(I,J)} = \rho_{(I,J)}c_{(I,J)}\pi\Delta r_I^2 \frac{\Delta z_J}{\Delta t}$$

$$C_{(I,J)} = 2\pi\Delta r_I\Delta z_J / \left(\frac{\Delta r_I}{\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta r_{I+1}}{2\lambda_{(I+1,J)}} \right)$$

$$D_{(I,J)} = \pi \Delta r_I^2 / \left(\frac{\Delta z_{J-1}}{2\lambda_{(I,J-1)}} + \frac{\Delta z_J}{\lambda_{(I,J)}} \right)$$

$$E_{(I,J)} = \pi \Delta r_I^2$$

⑧

$$T_{(I,J,K+1)} = \frac{A_{(I,J)}T_{(I,J,K)} + B_{(I,J)}T_{(I-1,J,K+1)} + C_{(I,J)}T_{(I+1,J,K+1)} + D_{(I,J)}T_{(I,J-1,K+1)} + E_{(I,J)}h_cT_c}{A_{(I,J)} + B_{(I,J)} + C_{(I,J)} + D_{(I,J)} + E_{(I,J)}h_c} \quad (4-17)$$

$$A_{(I,J)} = \rho_{(I,J)}c_{(I,J)}\pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} \frac{\Delta z_J}{\Delta t}$$

$$B_{(I,J)} = 2\pi \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right) \Delta z_J / \left(\frac{\Delta r_{I-1}}{2\lambda_{(I-1,J)}} + \frac{\Delta r_I}{2\lambda_{(I,J)}} \right)$$

$$C_{(I,J)} = 2\pi \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right) \Delta z_J / \left(\frac{\Delta r_I}{2\lambda_{(I,J)}} + \frac{\Delta r_{I+1}}{2\lambda_{(I+1,J)}} \right)$$

$$D_{(I,J)} = \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} / \left(\frac{\Delta z_{J-1}}{2\lambda_{(I,J-1)}} + \frac{\Delta z_J}{\lambda_{(I,J)}} \right)$$

$$E_{(I,J)} = \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\}$$

⑨

$$T_{(I,J,K+1)} = \frac{A_{(I,J)}T_{(I,J,K)} + B_{(I,J)}T_{(I-1,J,K+1)} + D_{(I,J)}T_{(I,J-1,K+1)} + E_{(I,J)}h_cT_c}{A_{(I,J)} + B_{(I,J)} + D_{(I,J)} + E_{(I,J)}h_c} \quad (4-18)$$

$$A_{(I,J)} = \rho_{(I,J)}c_{(I,J)}\pi \{ r^2 - (r_I - \Delta r_I)^2 \} \frac{\Delta z_J}{\Delta t}$$

$$B_{(I,J)} = 2\pi (r_I - \Delta r_I) \Delta z_J / \left(\frac{\Delta r_{I-1}}{2\lambda_{(I-1,J)}} + \frac{\Delta r_I}{\lambda_{(I,J)}} \right)$$

$$D_{(I,J)} = \pi \{ r^2 - (r_I - \Delta r_I)^2 \} / \left(\frac{\Delta z_{J-1}}{2\lambda_{(I,J-1)}} + \frac{\Delta z_J}{\lambda_{(I,J)}} \right)$$

$$E_{(I,J)} = \pi \{ r_I^2 - (r_I - \Delta r_I)^2 \}$$

これらの差分式を用いてモデル内の温度分布を反復計算して、全要素における前後の計算ステップの温度差が $1 \times 10^{-5} \text{K}$ となった時点で収束とみなし、計算を終了した。

ここで、

I : 半径方向の要素数, J : 軸方向の要素数, K : 時間の要素数

Δr_I : 半径方向の分割幅[m], Δz_J : 軸方向の分割幅[m], Δt : 時間の分割幅[s]

r_I : 半径方向 I における位置[m],

$h_{g(K)}$: 時間 K におけるガス側(表面)の熱伝達率[W/(m²・K)]
 $T_{g(K)}$: 時間 K における平均ガス温度[K]
 h_c : 冷却水側(背面)の熱伝達率[W/(m²・K)], T_c : 冷却水温度[K]
 $\lambda_{(I,J)}$: 半径方向 I, 軸方向 J における熱伝導率[W/(m・K)]
 $c_{(I,J)}$: 半径方向 I, 軸方向 J における比熱[J/(kg・K)]
 $\rho_{(I,J)}$: 半径方向 I, 軸方向 J における密度[kg/m³]
 $T_{(I,J,K)}$: 半径方向 I, 軸方向 J, 時間 K における温度[K]

とする.

■薄膜と心線の界面温度 T_a , 薄膜とボディの界面温度 T_b の算出方法

図 4-2(b)のように, 薄膜と心線の界面($n=1\sim6$), 薄膜とボディの界面($n=9\sim18$)内には温度分布が生じる. 界面内の電気抵抗が均一と仮定した場合, 接点面内の平均温度 [37]となり, 界面内の位置 r_n における温度を T_n , 半径方向の分割幅を Δr_n , 面積を S_n として, $n=1\sim6$ または $n=9\sim18$ の範囲における界面温度 T_a もしくは T_b は以下の(4-19)式のように表される. [37]

$$T_a = \frac{1}{S_n} \int_0^{S_n} T_n dS \quad \text{または} \quad T_b = \frac{1}{S_n} \int_0^{S_n} T_n dS \quad (4-19)$$

ただし, $n = 1\sim6$ の場合

$$S_n = \pi \left(r_n + \frac{\Delta r_n}{2} \right)^2$$

$n = 9\sim18$ の場合

$$S_n = \pi \left\{ \left(r_n + \frac{\Delta r_n}{2} \right)^2 - \left(r_8 + \frac{\Delta r_8}{2} \right)^2 \right\}$$

しかしながら, 実際には界面内の電気抵抗は分布が生ずるため, このように界面温度は面内の平均温度とはならない. 例えば, 心線から薄膜を介してボディに電流が流れる場合は, ボディ内に流れる電流はボディ内周(心線)近傍に集中し, ボディ外周付近では密度が低下することで, ボディ内周温度が熱起電力の発生(すなわち, 接点温度)に大きく依存することが推測されるが, 実際に電流密度分布を把握することは困難である.

その密度分布が界面温度に与える影響を検証するために, アルミ合金薄膜(1 μ m)の場合は心線の最外周($n=6$), コンスタンタン薄膜(1 μ m)がセンサ表面に形成された場合は母材の最内

周(n=9)を始点(基準)として(4-19)式のように各点まで空間平均(面積重み付き)した温度をそれぞれ算出した。その結果を図 4-6 に示しており、例えば T_{6-3} の場合は $n=3\sim 6$ の各温度 T_n と各面積 S_n で重み付きした温度となる。薄膜と心線界面($n=1\sim 6$)内は最大で 1K 程度、薄膜とボディの界面($n=9\sim 18$)内は最大で 0.2K 程度の温度分布が生じているが、それぞれ温度振幅(最大値と最小値の差)に対して 5%程度の差となっており、大きく影響を与えないことを確認した。

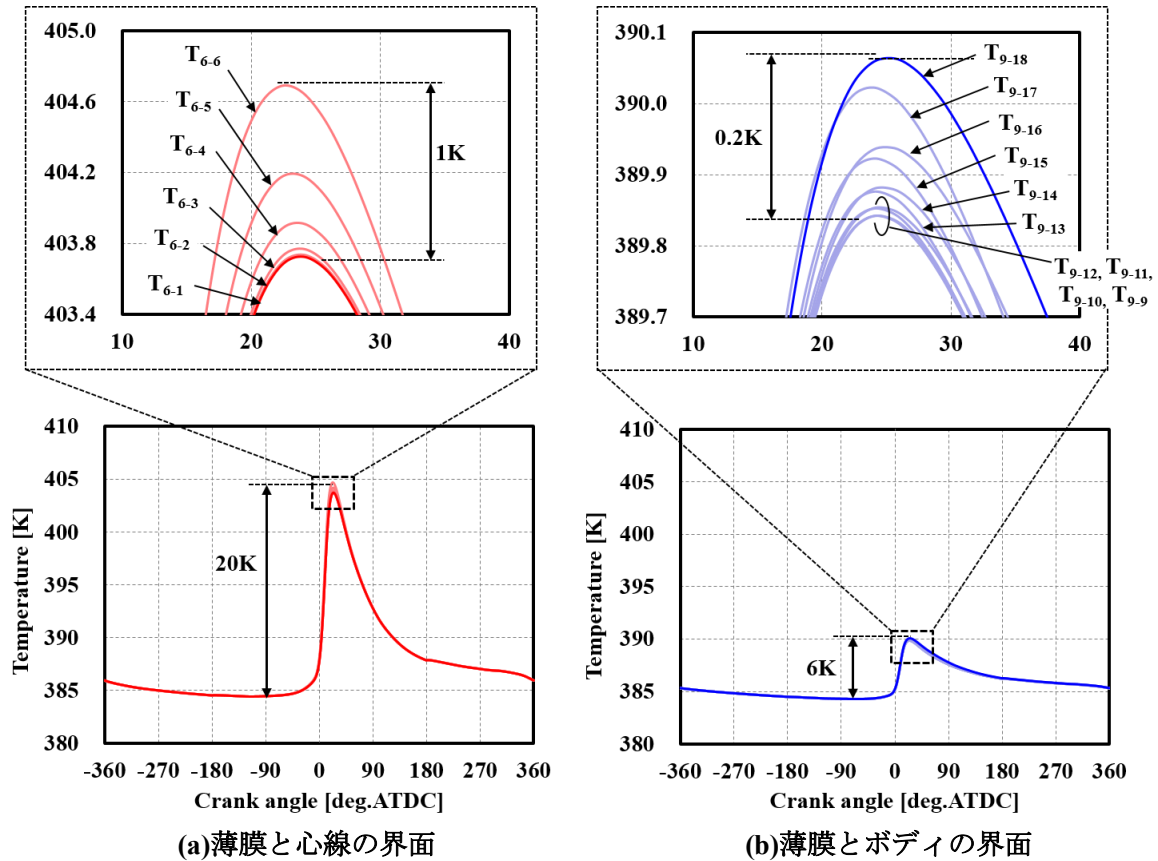


図 4-6 界面内の温度分布

4.3 従来の同軸型熱電対の問題点

4.1 節で述べたように、従来型のように薄膜、ボディ、心線の材料が異なる場合は、薄膜－心線の界面と薄膜－ボディの界面の温度差を十分に小さくすることが重要となる．従来型センサを対象として、数値解析によって薄膜－心線の界面温度： T_a 、薄膜－ボディの界面温度： T_b を算出した結果を図 4-7 に示す．銅薄膜の厚さは従来型の $10\mu\text{m}$ に加えて、厚さの影響を確認するために $1\mu\text{m}$ の場合も解析した．この結果、当然であるが、 T_a は燃焼室よりも $1/5$ 程度の熱伝導率を有する心線上の温度を計測しているので T_b よりも高くなった．一方で、銅薄膜の厚さを $1\mu\text{m}$ から $10\mu\text{m}$ とすると、薄膜－心線の界面温度： T_a 、薄膜－ボディの界面温度： T_b の温度差は小さくなっており、薄膜を厚くすることでセンサ表面の温度分布を均一にしていると考えられる．

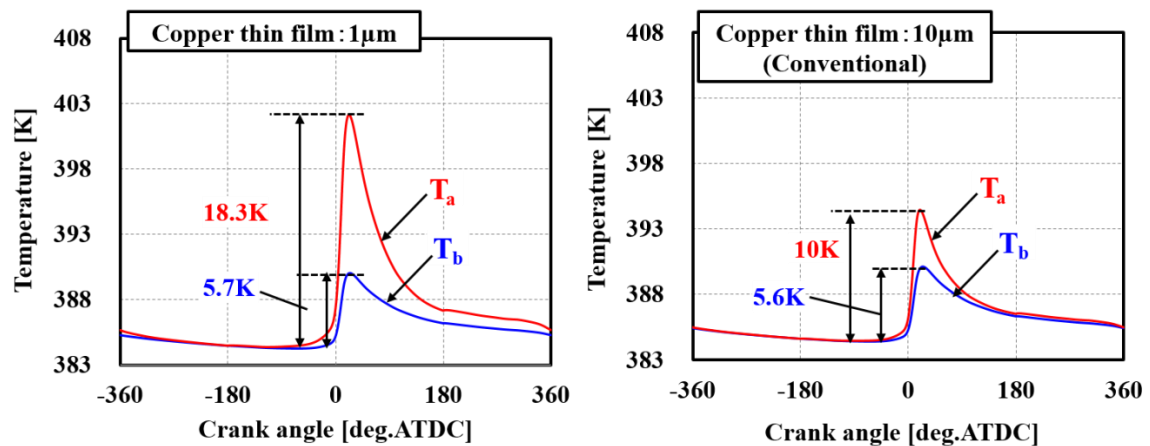


図 4-7 銅薄膜を形成した場合の
薄膜－心線界面温度 T_a 、薄膜－心線界面温度 T_b の解析結果

銅薄膜を形成した場合に計測される表面接点温度 $T_{Surface_Cu}$ は、式(4-2)により T_a と T_b の温度差により発生する熱起電力を考慮した式(4-20)を用いて算出した。

$$T_{Surface_Cu} = T_b + \left\{ \int_{T_b}^{T_a} (\sigma_t - \sigma_{w1}) dT \right\} / (\sigma_b - \sigma_{w1}) \quad (4-20)$$

この結果、図 4-8 に示すように、 T_a と T_b の温度差が小さい銅薄膜厚さが $10\mu\text{m}$ の場合でもリファレンス(センサがない)と比べて 2 倍程度の誤差が生じており、1 サイクルの平均温度(図中 Avg.)も十数 K 程度の誤差が生じてしまう。

このように、過去の研究 [25] のように厚さ $10\mu\text{m}$ 程度の銅めっきを形成してもリファレンスと比べて 2 倍程度の計測誤差が生じてしまい、計測原理的に最善な手法とはいえない。そのため、4.4 節では新たな構成材料について検討した。

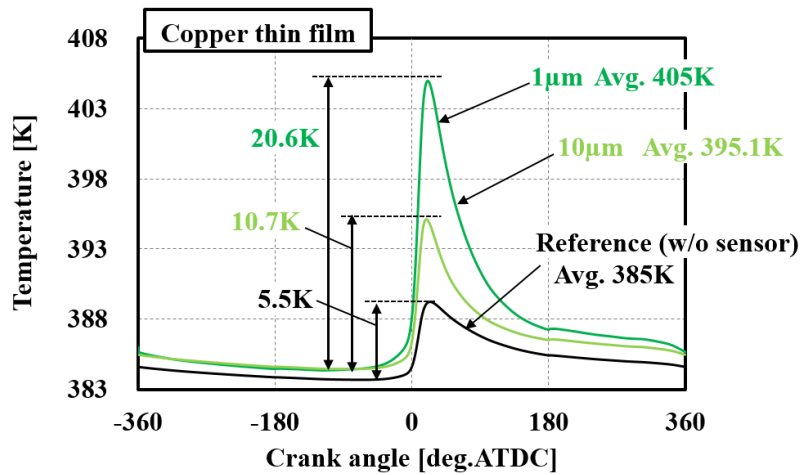


図 4-8 厚さが $1\mu\text{m}$ 、 $10\mu\text{m}$ の銅薄膜を形成した場合の表面接点温度の数値解析結果

4.4 新たな薄膜材料の検討

4.3 節より薄膜－心線の界面温度： T_a ，薄膜－ボディの界面温度： T_b の温度差を十分に小さくすることは難しいので，表面と内部の温度差を正確に計測するためには薄膜材料をボディもしくは心線と同材料にする必要がある．

図 4-9 に示すように，薄膜とボディを同材料とした場合の表面接点温度 T_a は薄膜－心線の界面(円面積)内の温度，薄膜と心線を同材料とした場合の表面接点温度 T_b は外径がセンサ径と内径が中心穴径となる薄膜－母材の界面(円環面積)内の温度となる．薄膜とボディを同材料，薄膜と心線を同材料とした場合のそれぞれ発生する熱起電力 E_{Al} ， E_{Con} は以下式のように表される．

薄膜とボディが同材料とした場合に発生する熱起電力 E_{Al} は

$$\begin{aligned} E_{Al} &= \int_{T_c}^{T_a} \sigma_b dT + \int_{T_a}^{T_c} \sigma_{w1} dT \\ &= \int_{T_c}^{T_a} (\sigma_b - \sigma_{w1}) dT \end{aligned} \quad (4-21)$$

薄膜と心線が同材料とした場合に発生する熱起電力 E_{Con} は

$$\begin{aligned} E_{Con} &= \int_{T_c}^{T_b} \sigma_b dT + \int_{T_b}^{T_c} \sigma_{w1} dT \\ &= \int_{T_c}^{T_b} (\sigma_b - \sigma_{w1}) dT \end{aligned} \quad (4-22)$$

ここで，

E_{Al} ：薄膜とボディを同材料としたときの熱電回路内に生ずる熱起電力[V]

E_{Con} ：薄膜と心線を同材料としたときの熱電回路内に生ずる熱起電力[V]

とする．

このように，測定原理から表面と内部の 2 点間の温度差によって発生した熱起電力を計測できると考えられる．

次に、ボディと同材料のアルミ合金薄膜、心線と同材料のコンスタンタン薄膜をそれぞれ厚さ $1\mu\text{m}$ 及び $10\mu\text{m}$ で形成した場合の表面接点温度の数値解析結果を図 4-10 に示す。アルミ合金薄膜の場合は、燃焼室材料(アルミ合金)の $1/5$ の熱伝導率を有するコンスタンタン心線と薄膜の界面が表面接点温度となるので、リファレンスと比べて、温度振幅は 3 倍程度、1 サイクルの平均温度(図中 Avg.)は 2K 程度の誤差が生じる。一方で、コンスタンタン薄膜の場合は燃焼室材料と同じアルミ合金(AC2B-T6)ボディと薄膜の界面が表面接点温度となるので、リファレンスと比べて、温度振幅は 0.2K、1 サイクルの平均温度は 1K 以下と誤差が小さいことがわかる。また、[付録 2]よりアルミ合金薄膜とコンスタンタン薄膜は銅薄膜ほど熱伝導率が大きくないので、4.3 節で述べたような薄膜厚さ($1\mu\text{m}$, $10\mu\text{m}$)の差は生じない。

そこで、本研究ではスパッタリング法(3.1.8 項)を用いることで、心線と同材料であるコンスタンタン薄膜を形成することで、従来(銅薄膜)よりも表面と内部の温度差を正確に計測できるようにした。なお、表面接点の定常温度がリファレンスよりも大きいのは、熱流束解析を 1 次元と扱うためにセンサボディの周りに断熱層(接着剤層)を形成することでボディ全体の温度が上昇したためである。

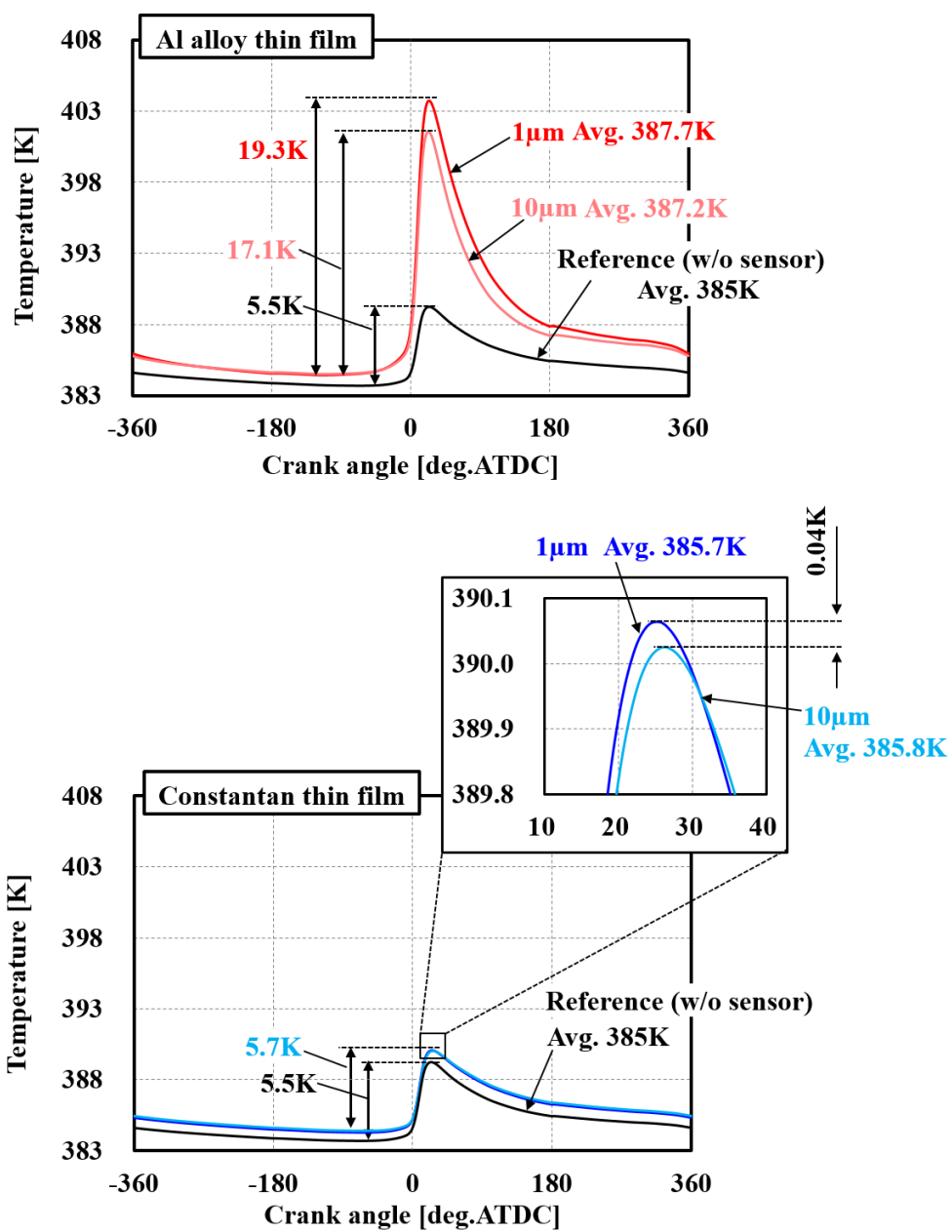


図 4-10 厚さが 1 μ m, 10 μ m のアルミ合金薄膜, コンスタンタン薄膜を形成した場合の表面接点温度の数値解析結果

4.5 薄膜材料による熱流束解析精度の比較

4.3, 4.4節で得られた表面及び内部温度を使用して解析した各薄膜材料(銅, アルミ合金, コンスタンタン)をそれぞれ厚さ $1\mu\text{m}$ 及び $10\mu\text{m}$ で形成した場合の熱流束を図 4-11, 各行程及び全行程の平均熱流束解析結果を図 4-12 に示す. なお, 図中に示す誤差割合 ε は以下のように評価した. なお, 解析に使用する熱物性値には, 銅薄膜及びコンスタンタン薄膜の場合はボディ材料であるアルミ合金, アルミ合金薄膜の場合には心線材料であるコンスタンタンを使用した.

$q_{w/o\ sensor} > 0$ の場合

$$\varepsilon = \left(\frac{q_{thin\ film} - q_{w/o\ sensor}}{q_{w/o\ sensor}} \right) \times 100 [\%] \quad (4-23)$$

$q_{w/o\ sensor} < 0$ の場合

$$\varepsilon = - \left(\frac{q_{thin\ film} - q_{w/o\ sensor}}{q_{w/o\ sensor}} \right) \times 100 [\%] \quad (4-24)$$

ここで,

$q_{w/o\ sensor}$: 本来(センサなし)の最大値または平均熱流束 [W/m^2]

$q_{thin\ film}$: 各薄膜材料のセンサの最大値または平均熱流束 [W/m^2]

ε : 本来の平均熱流束に対するセンサの最大値または平均熱流束の割合 [%]

となる.

この結果, 銅薄膜(従来型)の厚さが $1\mu\text{m}$ の場合はリファレンスと比べて最大値は 278%(3.7 倍), 全行程の平均値では 61%, 厚さが $10\mu\text{m}$ の最大値は 104%(2 倍), 全行程では 23% の誤差が生じる. このように, $1\mu\text{m}$ から $10\mu\text{m}$ とすることで薄膜-心線と薄膜-ボディの界面温度差は小さくなることで誤差が低減するが, リファレンスと比べて各行程の平均熱流束をみても数十%程度の誤差が生じてしまい, 測定原理的に最善な手法とはいえない.

アルミ合金薄膜の最大値は厚さ $1\mu\text{m}$ で 67.1%, 厚さ $10\mu\text{m}$ で 50.7% の誤差が生じるが, 全行程の平均値は厚さ $1\mu\text{m}$ で -70.7%, 厚さ $10\mu\text{m}$ で -73.8% とリファレンスと比べて過小評価してしまうことがわかる. これは, コンスタンタン(心線)の熱伝導率がアルミ合金(ボディ)よりも小さいので, 心線がボディよりも高温となり, 心線からボディへ熱が流れるためである. また, 表面温度は薄膜と心線の界面(コンスタンタン上)で計測しているが, 内部温度はボディ(アルミ合金)内部の温度を計測しており, 両者の接点(測温点)の材料が異なるために心線の物性値を用いて熱流束解析しても誤差が生じる.

コンスタンタン薄膜の最大値は厚さ $1\mu\text{m}$ で 2.9%, 厚さ $10\mu\text{m}$ の最大値で 1%, 各行程及び全行程の平均値でも厚さが $1\mu\text{m}$ と $10\mu\text{m}$ の差異はほとんどなく, 大きくとも十数%以内の誤差に留まっている. これは, 上述したアルミ合金薄膜と同様に, センサ構成する材料の影響を受けるが, 特にボディは心線と比べて十分に寸法が大きいので(外径は 10 倍以上), ボディ内の温度分布は大きく乱されずに, 正確に熱流束を解析することが可能であると考えられる.

このように, 過去の研究 [25]のように厚さ $10\mu\text{m}$ 程度銅めっきを形成しても本来の値と比べて 2 倍程度の計測誤差が生じてしまい, 計測原理的に最善な手法とはいえない. そのため, 本研究では合金組成を比較的再現しやすいスパッタリング法を用いてコンスタンタン薄膜を形成し, 成膜速度が比較的遅いスパッタリング法では耐久性も考慮して薄膜厚さは $1\mu\text{m}$ が最適であると判断した. なお, スパッタリング法でもバルクと完全に同一組成の薄膜を得ることは難しく, 薄膜とバルク材の熱電能も異なると考えられたため, 以下で検討した.

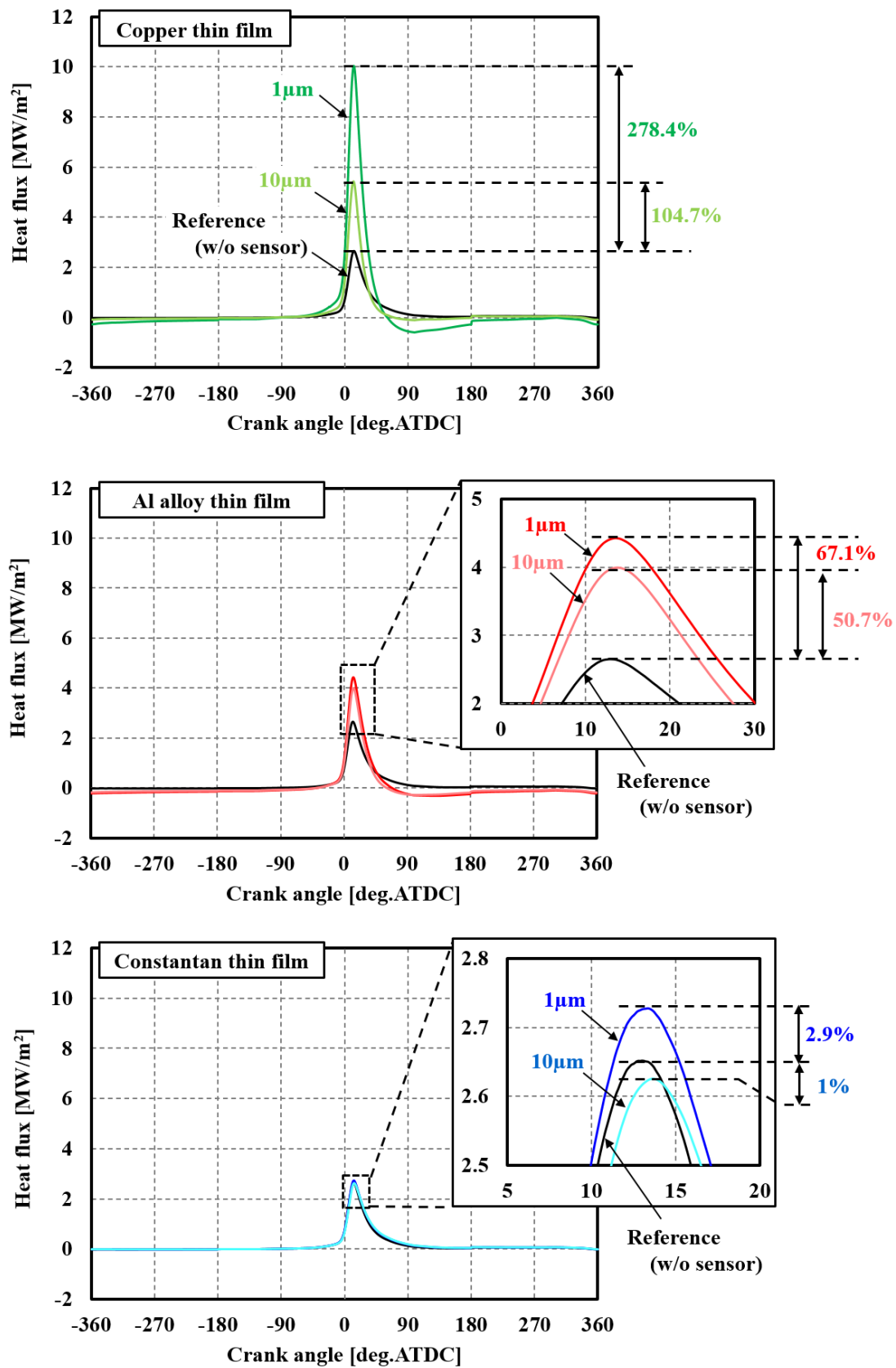


図 4-11 各薄膜材料及び厚さ違いによる熱流束解析結果

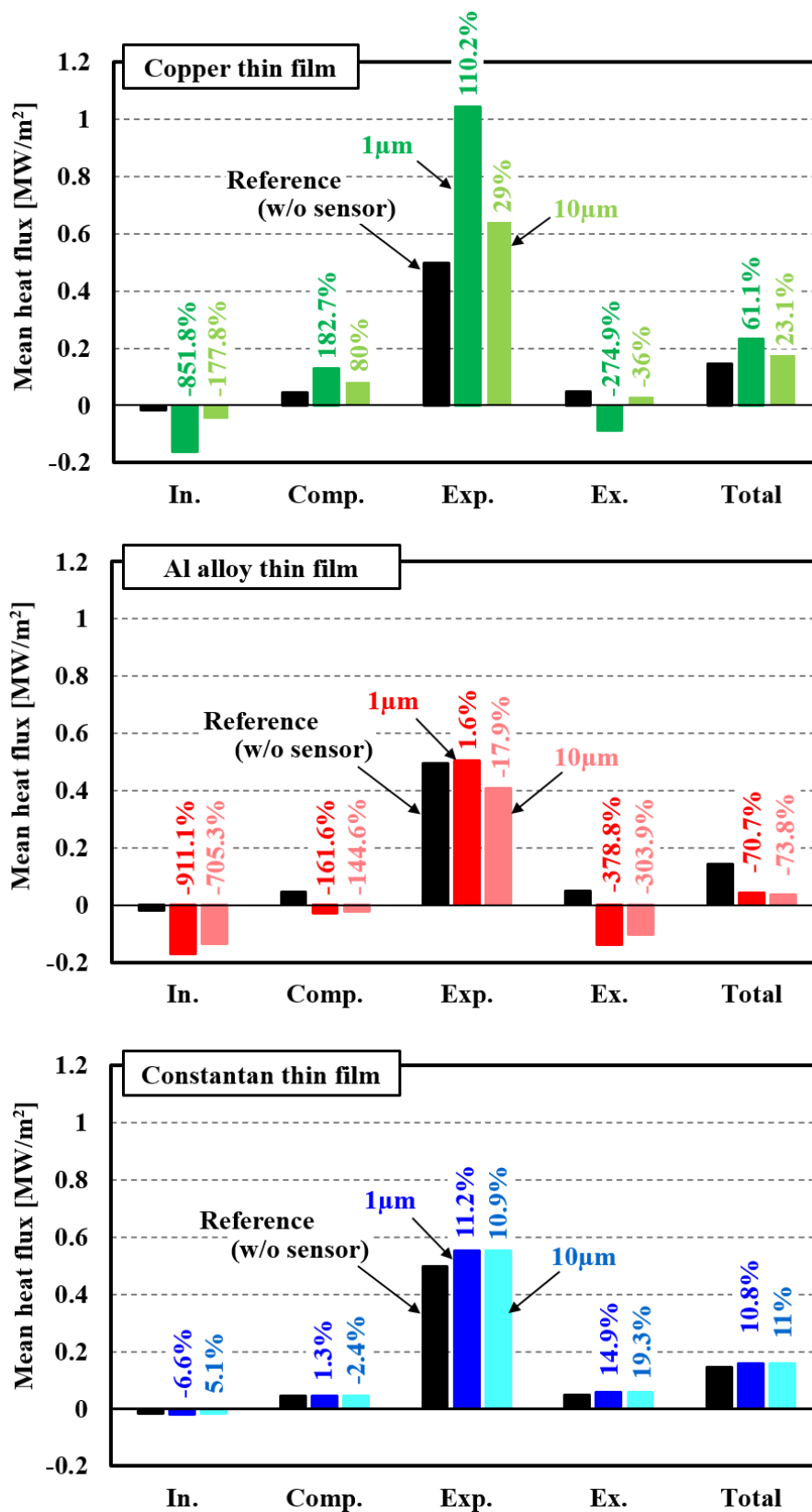


図 4-12 各薄膜材料及厚さの各行程及び全行程における平均熱流束

4.6 薄膜とバルクの熱電能差の影響

スパッタリングはエネルギーの高いイオン粒子をターゲット(成膜材料)に衝突させて、成膜材料の原子・分子を基材に付着させ、薄膜を形成する方法である(詳細は3.1.8項)。合金の場合は真空蒸着よりも元の成分に近い薄膜が形成できるが、原子ごとにスパッタリング収率が異なる影響 [37]や薄膜表面と界面で電子が散乱する影響 [42]により、バルクと完全に同一組成の薄膜を得ることは難しい。そのため、合金の薄膜とバルク材の熱電能も異なると考えられ、熱電特性評価装置(アドバンス理工製 ZEM-3)を用いて 315~665K までのコンスタンタンのバルク及び薄膜の熱電能を測定した。その結果、図 4-13 に示すように 315~400K 付近ではわずかに差が生じるが、温度が上昇するとその差は小さくなることがわかった。

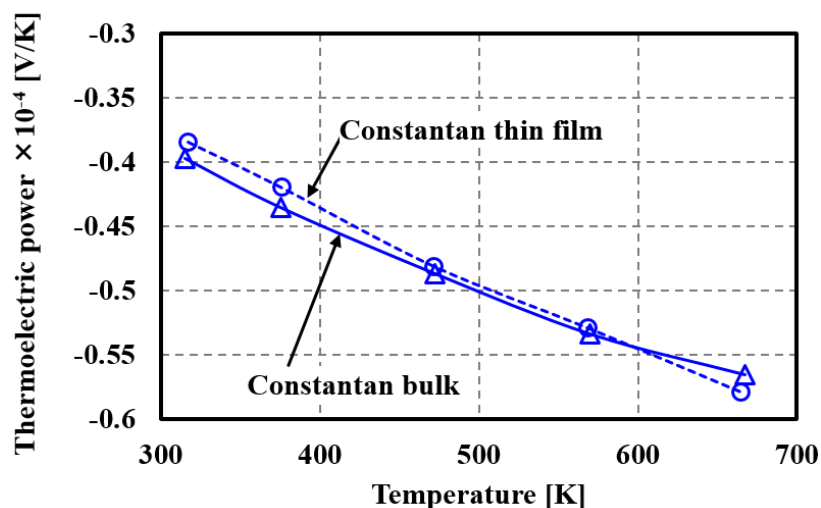


図 4-13 コンスタンタンの薄膜(1 μ m)とバルクの熱電能測定結果

この熱電能の測定結果を用いて、(4-20)式から実際に計測される表面接点温度を算出して、4.5節と同様に各行程及び全行程の平均熱流束を解析した結果を図4-14に示す。この結果、薄膜とバルクの熱電能差がないと仮定した場合と比べて、吸気行程ではリファレンスが小さいので誤差割合が大きく増加してしまうが、その他の行程では数%の増加に留まっており、全行程では2%の増加したのみで熱流束の解析精度に大きく影響を与えないことを確認した。

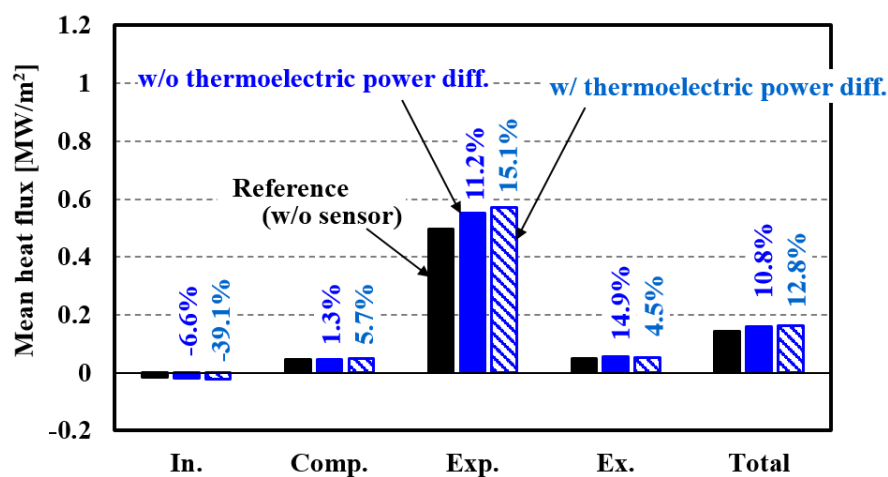


図 4-14 コンスタンタン薄膜(1 μ m)とバルクの熱電能差による各行程の平均熱流束への影響

4.7 実測解析による精度検証

4.3～4.4節における測定原理による考察の妥当性を検証するために、エンジンの燃焼室に薄膜材料を変更したセンサを取り付けて実測解析した。数値解析では空間平均の熱伝達率及びガス温度を使用しており、数値解析と比較して実際のエンジン試験(局所)でセンサ計測値の定量性を評価することは難しいので、数値解析で得られたと定性的に傾向が一致するのか(妥当性)を検証したので、以下で述べる。

4.7.1 実験手法

実験には試験用ガソリン単気筒エンジンを用いた。表 4-2 にエンジン主要諸元を示す。図 4-15 のように、同軸型熱電対はシリンダヘッドの中心(点火プラグ)から 32mm 位置で吸排気バルブの間に取り付け、冷却水温度を $353\pm 3\text{K}$ として実験を行った。本実験では、表面にコンスタンタン薄膜、アルミ合金薄膜をそれぞれ $1\mu\text{m}$ 形成した 2 種類の同軸型熱電対を付け替えて、同条件で別々に実験を行った。

実験条件は、エンジン回転数 2000rpm、空気過剰率(以下、 λ)を 1、図示平均有効圧力 (Indicated Mean Effective Pressure, 以下、IMEP)を 400, 600kPa として、それぞれ点火時期 (Ignition Timing, 以下、Ig.T)を -14 , -8.5 deg.ATDC とした。

表 4-2 エンジン諸元

Engine type	Single-cylinder SI
Bore \times Stroke [mm]	75 \times 127.5
Compression ratio	15
Intake valve open / close [deg.ATDC]	-362 / -123
Exhaust valve open / close [deg.ATDC]	147 / 349
Boosted system	Electric supercharger

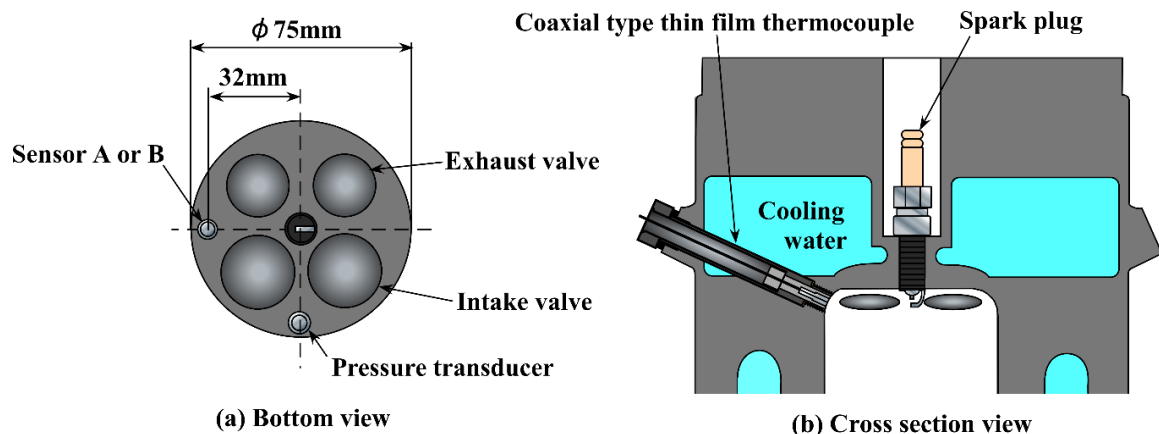


図 4-15 エンジンへのセンサ取り付け位置

4.7.2 表面計測結果

筒内圧力及び表面温度の計測結果を図 4-16 に示す。いずれも連続した 200 サイクルの平均値である。それぞれアルミ合金薄膜とコンスタンタン薄膜を形成した同軸型熱電対をシリンダヘッドに取り付けた場合に得られた最大筒内圧力の差($P_{\text{Al alloy thin-film}}$ と $P_{\text{Constantan thin-film}}$)は 10kPa 程度(最大圧力に対して 1%未満)で大きく燃焼状態は変化しておらず, センサを付け替えても十分な再現性が得られていると考えられる。

表面温度計測結果については, IMEP=400kPa 及び 600kPa 条件ともにアルミ合金薄膜の温度振幅はコンスタンタン薄膜と比べて 2~3 倍程度となり, 数値解析結果(4.4 節)と同様の傾向となった。なお, 各薄膜材料の 1 サイクルの平均温度(図中 Avg.)差が 400kPa の場合は 0.1K, 600kPa の場合は 2.2K と異なるのは冷却水温度に $\pm 3\text{K}$ 程度の変動が生じるためである。

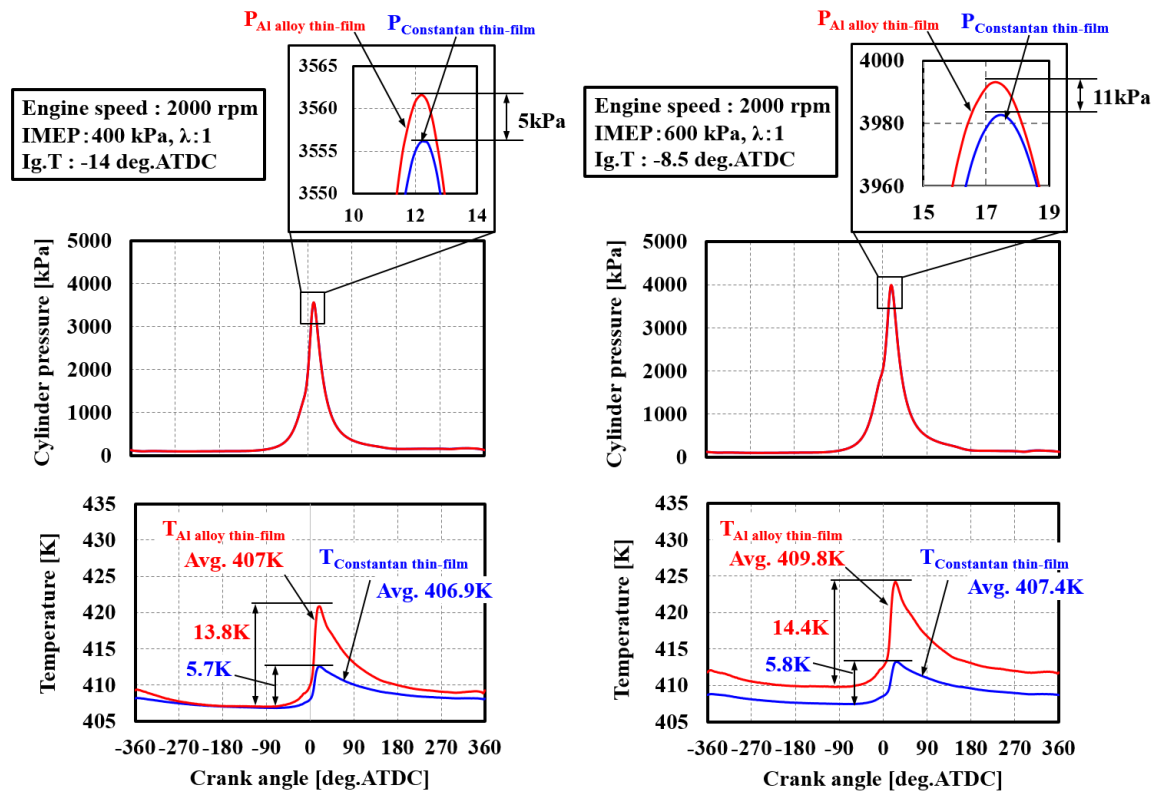


図 4-16 コンスタンタン薄膜とアルミ合金薄膜の同軸型熱電対を取り付けた時の筒内圧力と表面温度計測結果の比較

4.7.3 熱流束解析結果

4.7.2 項で得られた表面温度と内部接点を境界条件として得られた熱流束を図 4-17 に示す。アルミ合金薄膜を形成して得られた熱流束の最大値はコンスタンタン薄膜と比べて 1.4 倍(140%)程度と大幅に大きくなり、1 サイクル中の平均値(図中 Avg.)は 19.5%程度と小さくなった。これらの結果は、数値解析結果(4.5 節)と定性的に同様の傾向を示しており、数値解析の妥当性を確認した。

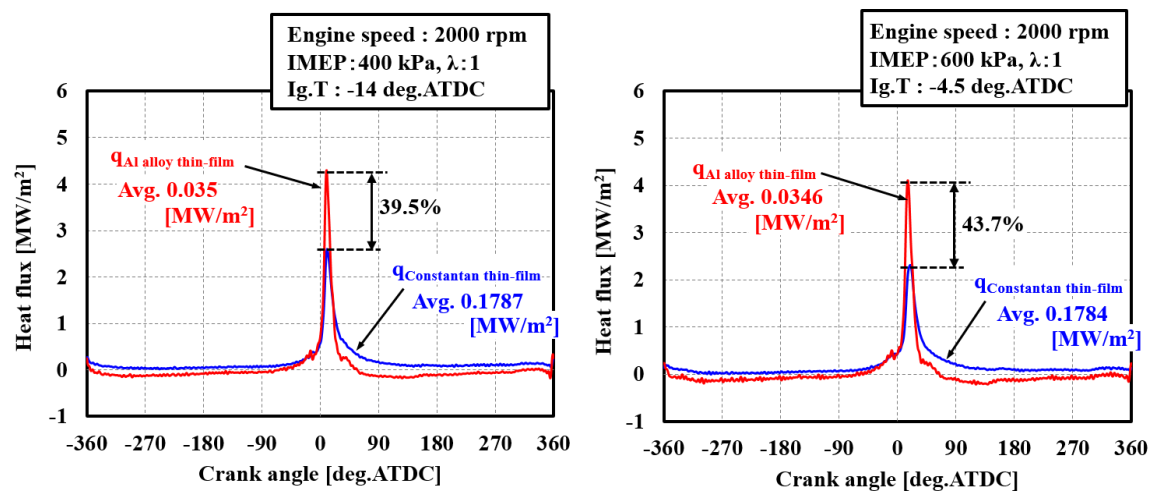


図 4-17 コンスタンタン薄膜とアルミ合金薄膜の同軸型熱電対の熱流束解析結果比較

4.8 まとめ

測定原理の観点からボディをアルミ合金，心線をコンスタンタン，薄膜を銅とした従来の同軸型熱電対の問題点を考察して，表面と内部の温度差を正確に計測するために最適な薄膜材料を検討して以下の知見を得た．

- (1) 薄膜が心線及びボディ材料と異なる場合は接点が3点となり，薄膜－心線及び薄膜－ボディの界面の温度差によって計測誤差が発生する．そのため，過去研究のように厚さ10 μm 程度の銅めっきを形成して界面の温度差を小さくしても，計測した表面温度の温度振幅は本来の値(センサなし)と比べて2倍程度の誤差が生じる．さらに，熱流束解析では最大値で2倍，各行程及び全行程の平均値は数10%の誤差が生じてしまい，計測原理的に最善とはいえない．
- (2) 心線と同じ材質の薄膜材料を用いた場合は，燃焼室と同材質であるボディと薄膜の界面が表面接点となるので，表面温度は大幅に精度良く計測ができており，熱流束は最大値で1～3%程度，各行程及び全行程の平均値は数～10%程度の誤差となることを確認した．そこで本研究では，合金組成を比較的再現しやすいスパッタリング法を用いて，厚さ1 μm のコンスタンタン(心線材料)薄膜をセンサ表面に形成することで，より一層の高精度化を実現した．
- (3) スパッタリング法は元の合金組成に近い薄膜を形成することが可能であるが，バルクと完全に同一組成の薄膜を得ることは難しく，同じ合金材料でもバルクと薄膜の熱電能にも差が生じると考えた．実際に測定したコンスタンタンの薄膜とバルクの熱電能差はわずかに生じているが，表面温度の計測結果には大きく影響を与えないことを確認した．

第5章 同軸型熱電対の応答速度及び検証手法の開発

同軸型熱電対の応答速度，燃焼室壁面の温度計測に必要な応答特性については，従来はほとんど検討されてこなかった．そのため，本研究では表面温度計測及び熱流束解析の定量性(信頼性)を高めるために，内燃機関用として類例のない同軸型熱電対の応答速度を検証できる装置を開発して，燃焼室表面温度計測に必要な応答特性を満たしているかについて検討した．

5.1 燃焼室表面温度計測に必要な周波数特性

5.1.1 検証方法

表面温度計測結果の周波数特性を検証するために本研究で開発した同軸型熱電対(センサA)を使用して，図 5-1 に示すように，

- ①：燃焼室に埋め込まずにセンサ表面の温度変化はないと仮定してセンサをシリンダヘッド上に固定して得られた計測データ(雑音成分，図 5-1 中の Noise，青線)
- ②：シリンダヘッドにセンサを埋め込み，計測された表面温度データ(信号＋雑音成分，図 5-1 中の Signal+Noise，赤線)

をフーリエ(FFT: Fast Fourier Transform)変換して，図 5-1 の右図のように両者のスペクトル(スペクトルエネルギー)解析結果の違いによって，正確に定量的な評価は難しいが雑音を含まない表面温度変化の周波数特性は解析可能であると考えた．

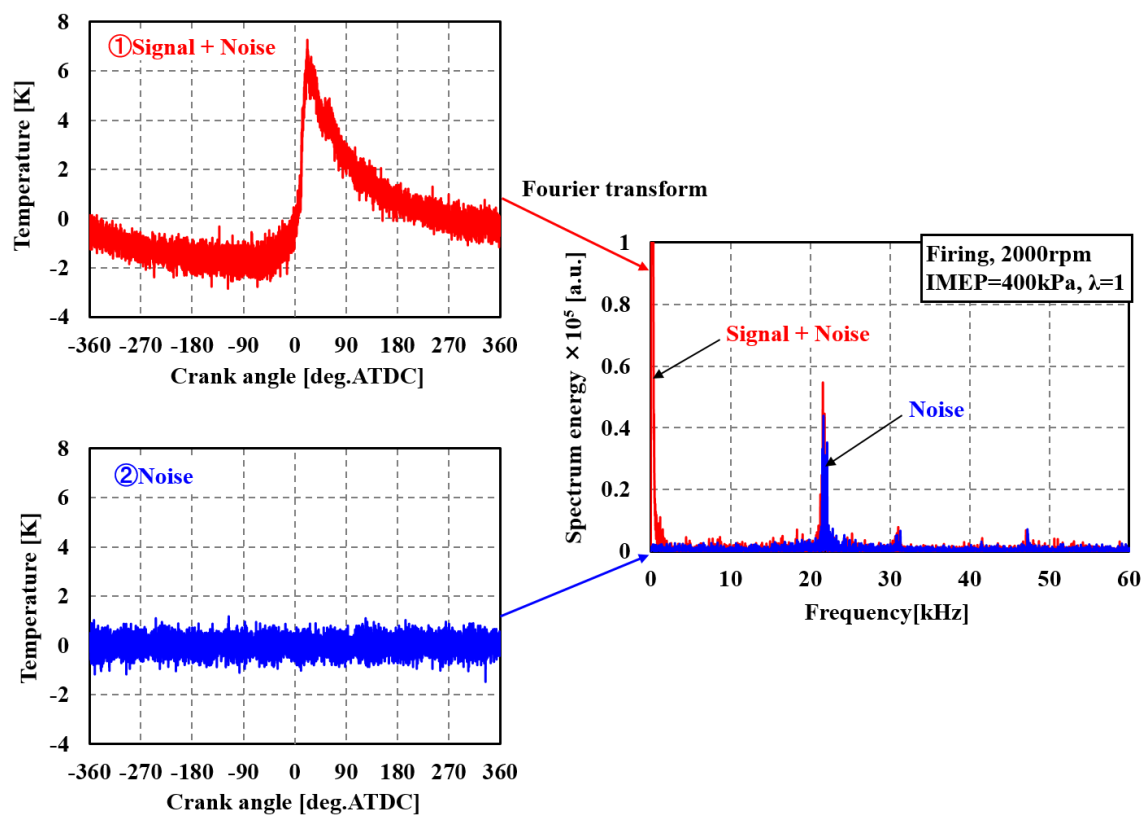


図 5-1 表面温度計測結果のフーリエ変換例

5.1.2 検証結果

図 5-2 に 2000rpm, Firing 運転, 空気過剰率(以下, λ)を 1, 図示平均有効圧力 (Indicated Mean Effective Pressure, 以下, IMEP) を 400kPa とし, 0.1deg.(120kHz)の分解能で取得した 1, 100, 200 サイクル目のスペクトル解析結果を示す. この結果から, 高周波数域スペクトル傾向は概ね一致していることが分かる. さらに, 図 5-2 の右図に示すように, 縦軸を 0.2, 横軸を 3kHz までを拡大すると, いずれのサイクルも周波数 2kHz 以降は Signal+Noise に大きなピークもなく, Signal+Noise と Noise はほぼ同等のスペクトルレベルとなっていることが確認でき, 主な温度変化の信号成分(Signal)は 0 から 2kHz の範囲と考えられる.

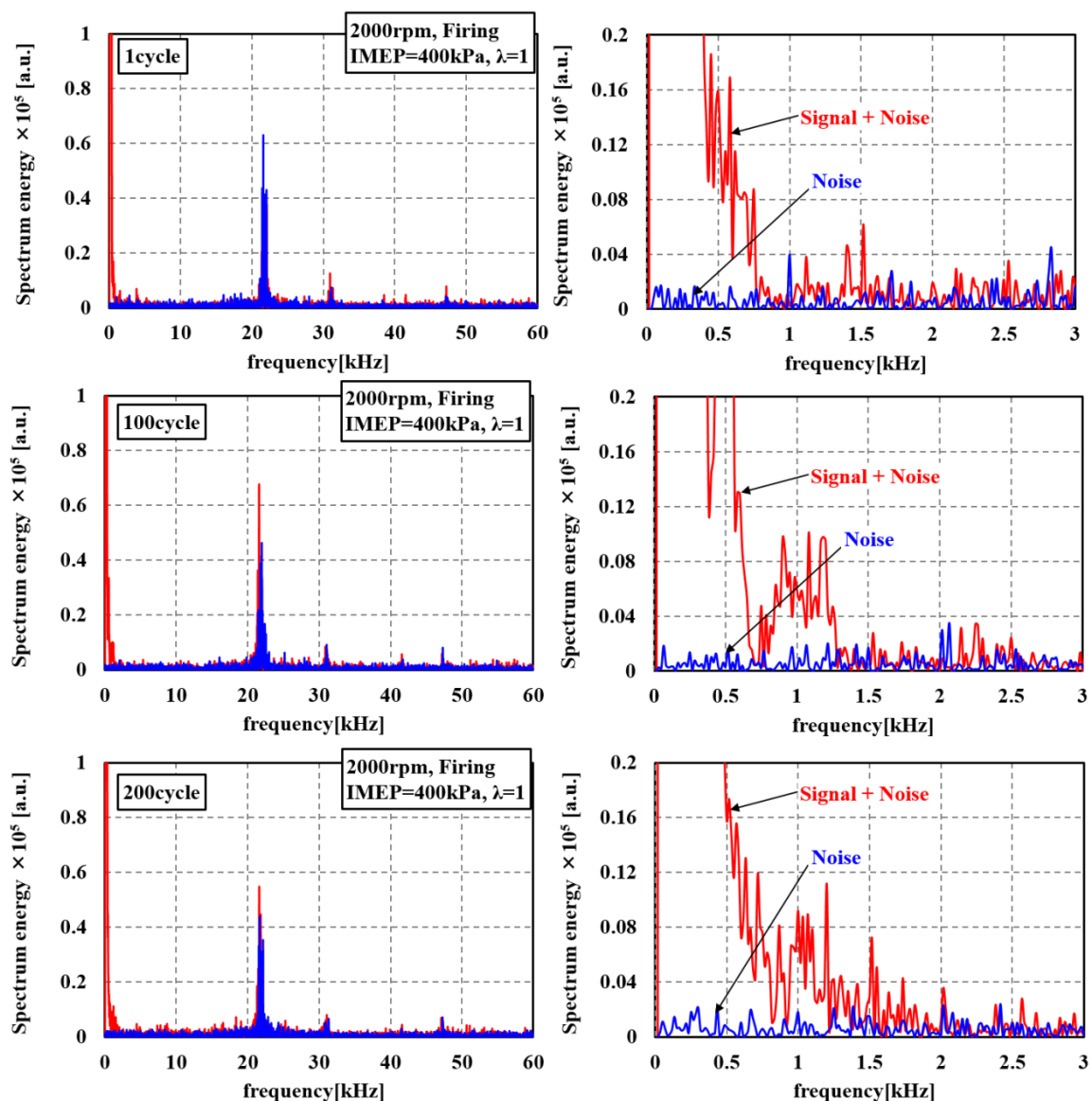


図 5-2 2000rpm, IMEP400kPa における 1, 100, 200 サイクル目の
のスペクトル解析結果

次に、IMEP による周波数への影響を確認するために、2000rpm, Firing 運転, $\lambda=1$ 条件下で IMEP を 400kPa, 600kPa, 800kPa と変化させた場合に、0.1deg.(120kHz)の分解能で取得した代表サイクルのスペクトル解析結果を図 5-3 に示す。IMEP を増加させても Signal+Noise 成分の周波数は大きく変化しておらず、IMEP を変化させても主な温度変化の信号成分(Signal)は0 から 2kHz の範囲で周波数特性に与える影響はほとんどないと考えられる。

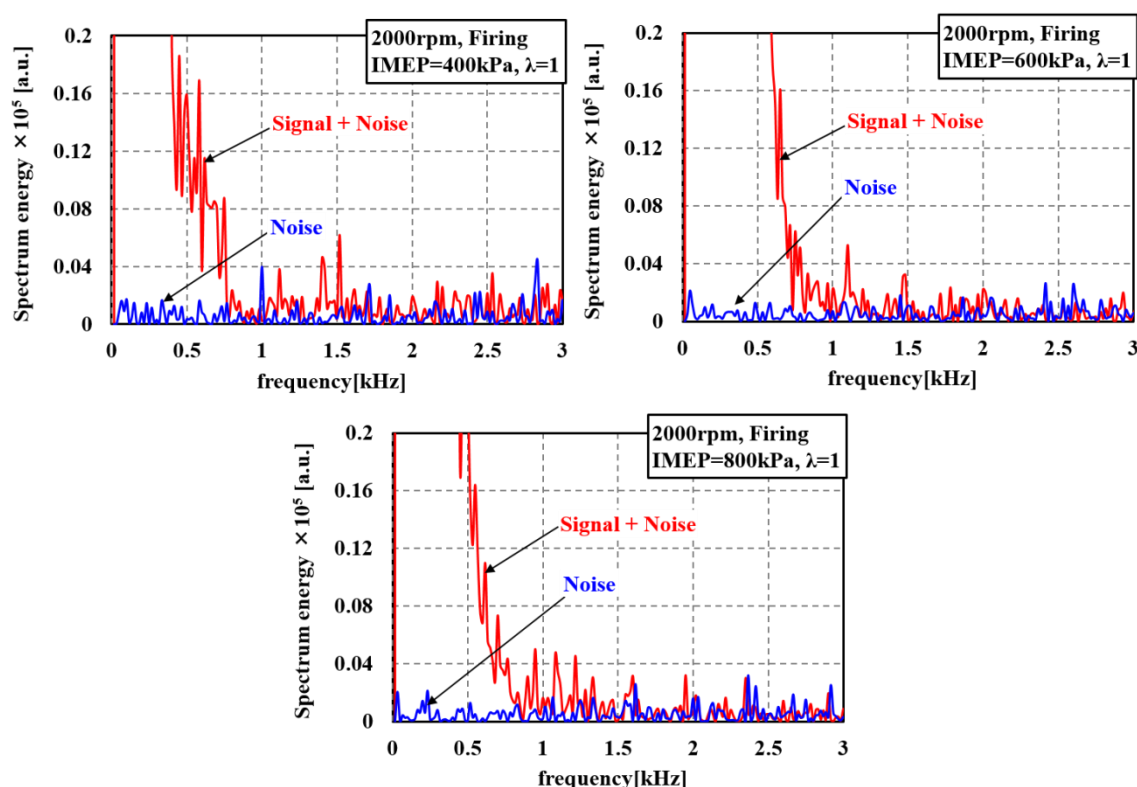


図 5-3 2000rpm, IMEP400kPa/600kPa/800kPa における 1 サイクル目のスペクトル解析結果

さらに、5.1.1 項と同様の手法で解析したエンジン回転数の違いによる主な温度変化の周波数の最大値を図 5-4 に示す。なお、エラーバーは連続した 200 サイクルの標準偏差を示している。

その結果、Motoring 及び Firing(IMEP=400~800kPa)ともにエンジン回転数を 1000 から 2000rpm に増加させていくと、温度変化の主な周波数成分も増加した。さらなる高回転域の温度変化はより高周波数成分が含まれることになり、計測には高応答が必要であることが示唆された。

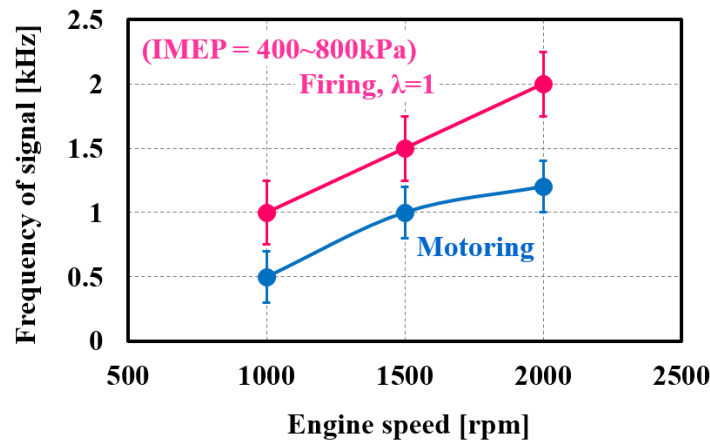


図 5-4 2000rpm, IMEP400kPa におけるカットオフ処理前後の表面温度計測結果

図 5-5 に 2000rpm, IMEP=400kPa 条件で得られた表面温度計測結果をカットオフ周波数：2kHz でフィルタ処理した波形を示す。No filter はフィルタ処理前の波形である。この結果、2kHz のフィルタ処理をしても処理前と比べて大きな遅れや減衰はみられないことから、本検証で得られた温度変化の主な周波数成分は妥当であることがわかる。

この結果、本論の検証条件(エンジン回転数 2000rpm)で主な信号成分として得られる周波数は 0 から 2kHz の範囲となることを確認し、5.2, 5.3 節では開発した高精度同軸型熱電対の応答速度について検証した。なお、今回の方法では高周波域での正確な検討は困難で定性的な検討であることに注意が必要で、回転数による周波数の変化は当然であるが、回転数が同一条件でもセンサの取り付け部品や燃焼等の現象が異なると周波数が変化する可能性は十分にあるので今後さらに検討を進めていく。

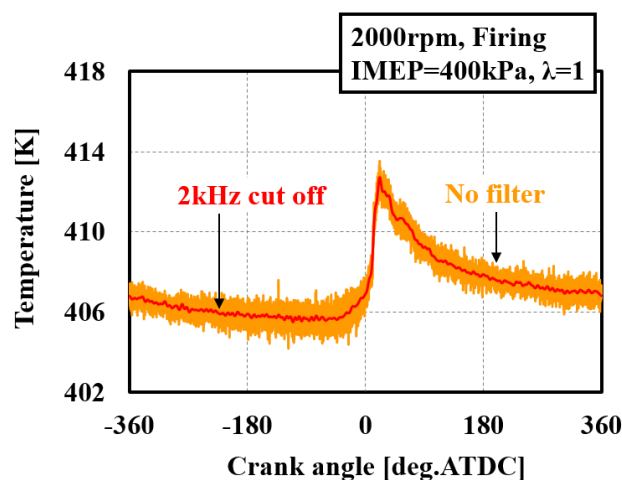


図 5-5 2000rpm, IMEP400kPa におけるカットオフ処理前後の表面温度計測結果

5.2 検証装置

本検証で使用したレーザー応答特性検証装置を図 5-6 に示す。本装置のレーザーは金属表面の吸収率が比較的高い波長(532nm)の(a)YAG レーザーを使用しており、そのレーザー光を一定の速度で回転する(b)チョッパーでカット(遮断)することで周期的な熱量を(d)センサの表面に与えることが可能である。

周波数は(b)チョッパーのスリット数と回転数を調整することで 100kHz まで設定できる。装置から出力されたレーザーの密度分布はガウシアン分布であるのでセンサの半径方向に温度分布が生じてしまい、センサ表面に流入(流入)する熱流束を正確に解析出来ないと考えたため、本検証では(f)トップハットシェーパーを用いることでレーザーの密度分布をフラットに近づけた。センサは(c)精密ステージに固定し、レーザーの密度がフラットになる位置に調整した。センサ表面にレーザー光が照射されたタイミングを確認するために、チョッパーよりも周波数が十分に大きい(e)フォトダイオード(立ち上がり/下がり応答周波数：18MHz)でセンサからの反射光を検知した。(センサからの反射光の遅れは光速と同等なので無視する。)

レーザーを用いた検証では、センサ表面における吸収率(反射率)が存在するが、レーザーからセンサ表面に与える熱量は一定であるので、周波数を増加させた場合の減衰は評価できると考えた。

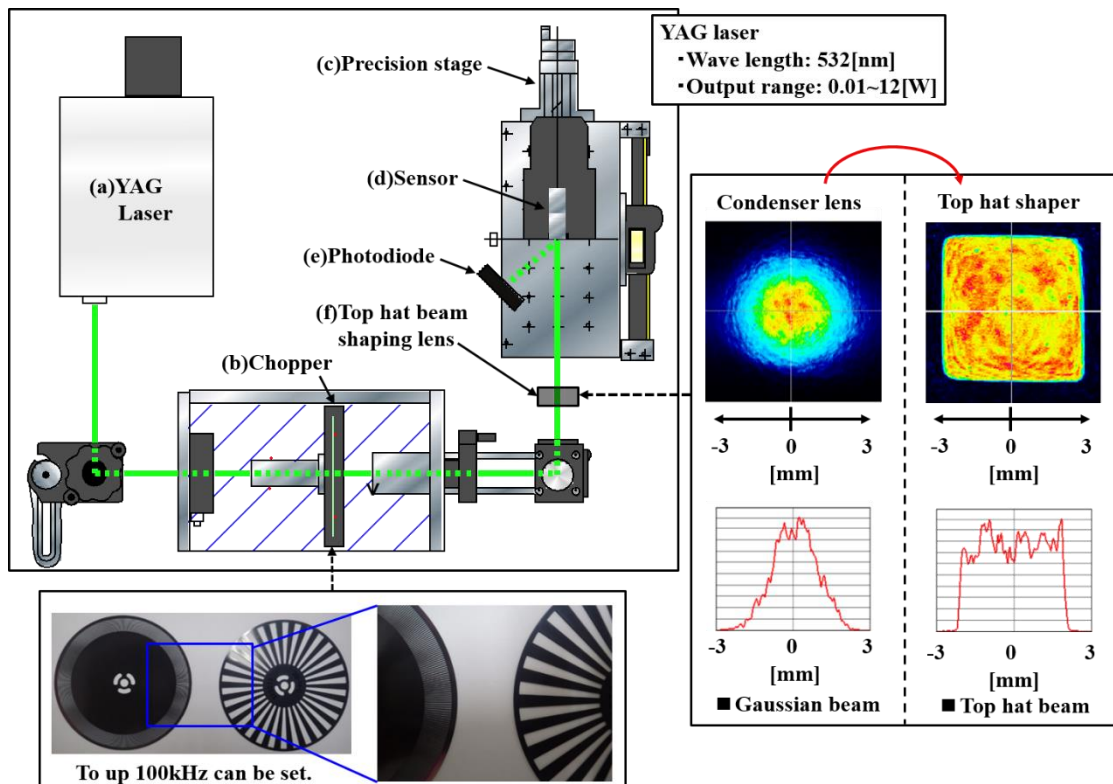


図 5-6 応答特性評価装置

5.3 検証方法

5.3.1 チョッパー遷移時間の検討

チョッパーには遷移時間(レーザー出力が 0⇒100%, 100⇒0%となる遷移時間)が存在するため, 図 5-6 のようにセンサを取り付ける位置にフォトダイオードを取り付けてその遷移時間を評価した. チョッパースリット数: 2slot, 周波数: 500Hz, 回転速度: 15000rpm 時のフォトダイオードの出力から遷移時間を評価した例を図 5-7 に示す.

トリガーレベルはレーザーがチョッパー通過時の最大電圧の 1/2 とし, レーザーがチョッパー通過時の電圧の中央値±1%をレーザー出力が 100%通過している時とみなして, トリガー一点からレーザー出力が 100%となる範囲を遷移時間とした. その結果, チョッパー回転数の変動による周波数ばらつきも含めて, すべての周期で遷移時間は大きくとも周期 1/2 の 30%以下となることを確認した.

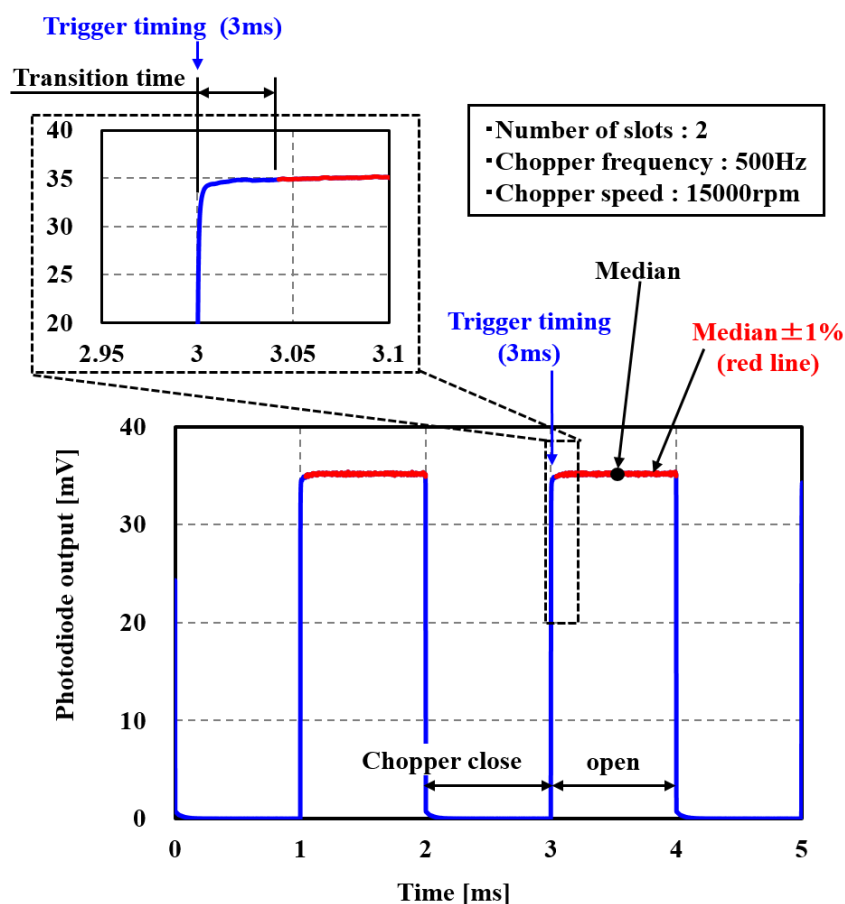


図 5-7 チョッパーによる遷移時間の検討

5.3.2 熱流束振幅の評価方法

4.7.2項で述べた厚さ $1\mu\text{m}$ のコンスタンタン薄膜を表面に形成した同軸型熱電対を取り付けて、チョッパースロット数が 5slot, チョッパ一周波数が 500Hz, レーザー出力を 12W に設定した場合の表面接点温度の計測結果を図 5-8(a), 熱流束解析結果を図 5-8(b), フォトダイオード出力結果を図 5-8(c)に示す. なお, フォトダイオードはセンサ表面からの反射光が入力されると電圧が上昇するので, レーザーがチョッパのスリットを通過したことになる. センサの表面温度は, チョッパ開閉(レーザー照射と遮断)のタイミングで瞬時に上昇と下降が切り替わっていることが確認できる.

その表面温度と内部温度を境界条件として算出された熱流束は一定熱量のレーザーが照射されている間はほぼ一定となっており, チョッパ一周波数を増加させていったときにこの熱流束振幅がどのくらい減衰するのかを評価することで応答特性を検討した. 熱流束振幅の評価方法は, 上述したように遷移時間は $1/2$ 周期の 30%以下となることがわかっているので, レーザーが照射及び遮断された場合のそれぞれの熱流束の $1/2$ 周期の中央値から $\pm 30\%(60\%)$ の範囲を平均して算出した.

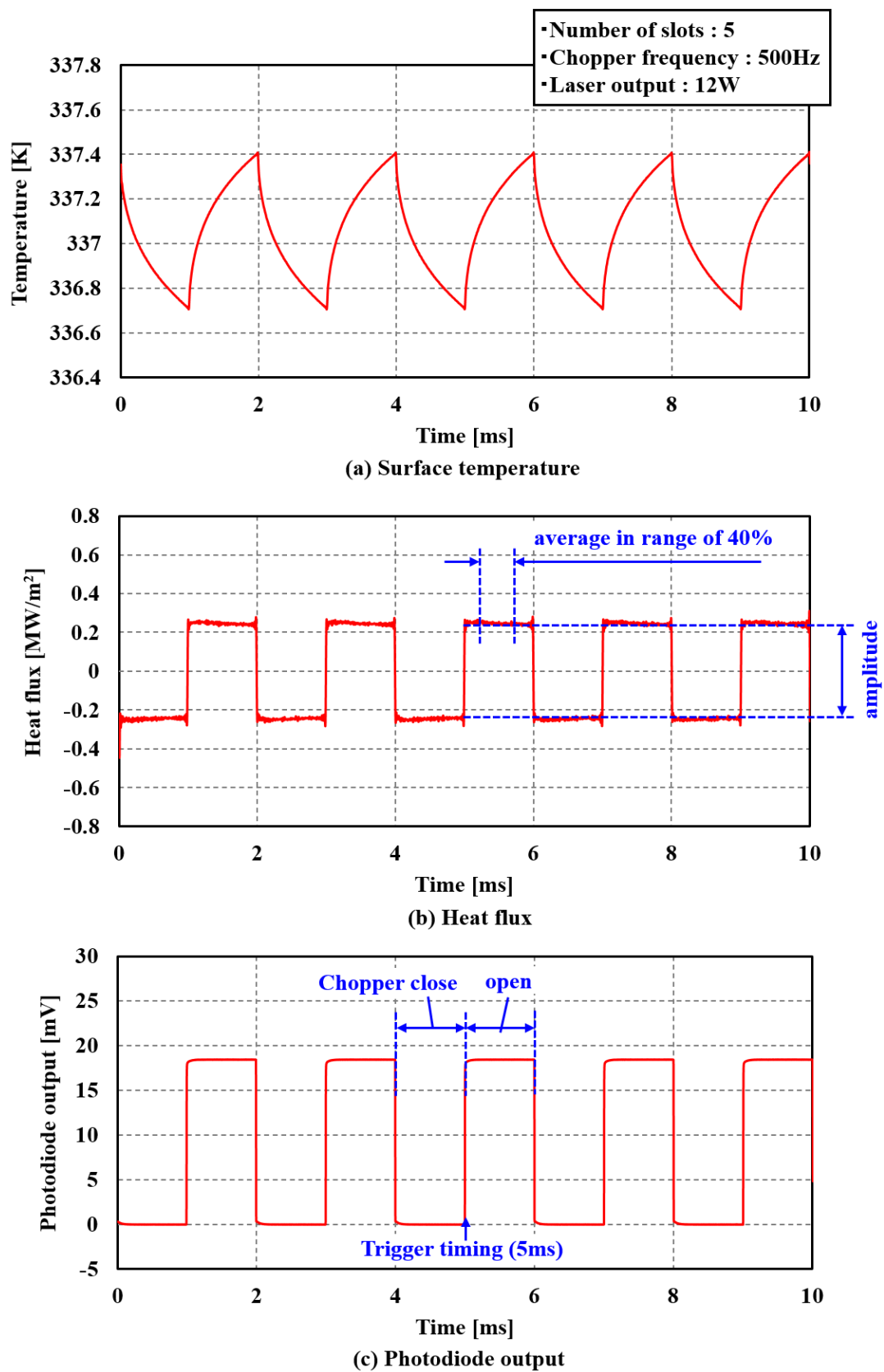


図 5-8 レーザー照射によるセンサの熱流束変化

5.3.3 検証結果

本検証では、レーザー本体での設定値は 12W であるが光学系(レンズ等)の損失が存在しており、パワーメータでセンサの直前で測定したレーザー出力は 8.6W となった。センサ表面にレーザーから照射されている熱流束は、上述したレーザー出力とビームプロファイラで測定したレーザーサイズ：3.2mm×3.2mm からレーザー密度分布を一定として算出すると 0.8398MW/m² となった。

図 5-9 に、各スロット数のチョッパーを用いて周波数に対する熱流束振幅をプロットした結果を示す。チョッパー周波数によらずレーザー出力及びセンサ表面の反射率は一定であるので、センサから解析される熱流束振幅も一定となるはずであるが、低周波数域(0.1～1kHz)では減衰している。これは、レーザー照射時間が長い低周波域では半径方向の熱流れが促進される影響と考えられ、1kHz 以降の高周波数域では徐々に減衰している様子が確認できる。

また、同一周波数でもチョッパーのスロット数が違う場合はチョッパー回転するが異なるので遷移時間も異なるが、同一周波数の熱流束振幅はほぼ一致した。このことから、熱流束の振幅を算出するのに除外する遷移時間の範囲の妥当性を確認した。

次に、周波数が 0.1～100kHz の範囲で最大となる熱流束振幅を 100%として、センサ A、センサ B の各周波数における熱流束振幅の割合をプロットした結果を図 5-10 に示す。この結果、63.2%ラインを基準に応答特性を評価すると、センサ A は 100kHz 以上、センサ B は 6～7kHz 以上の応答特性を有することを確認した。これは、センサ A はスパッタリング法によってセンサ表面に正確に厚さが 1μm の薄膜を形成しているが、センサ B は研磨によるバリによって形成するスリバー接点であるので、断面観察の一面ではあるが接点厚さが 3μm と大きく、さらに周方向の接点(バリ)厚さは一様ではないことが推測できる。

これより、63.2%ラインを基準とするとセンサ A 及び B は本論の検証条件である Firing, 2000rpm 条件で必要となる主な温度変化の周波数 2kHz 程度(5.1 節)を満たすことを確認した。ただし、周波数が 2kHz では、センサ A が 95%、センサ B が 80%の出力割合となっており、瞬時の熱流束変化をセンサ A の方がより正確に解析できることがわかった。

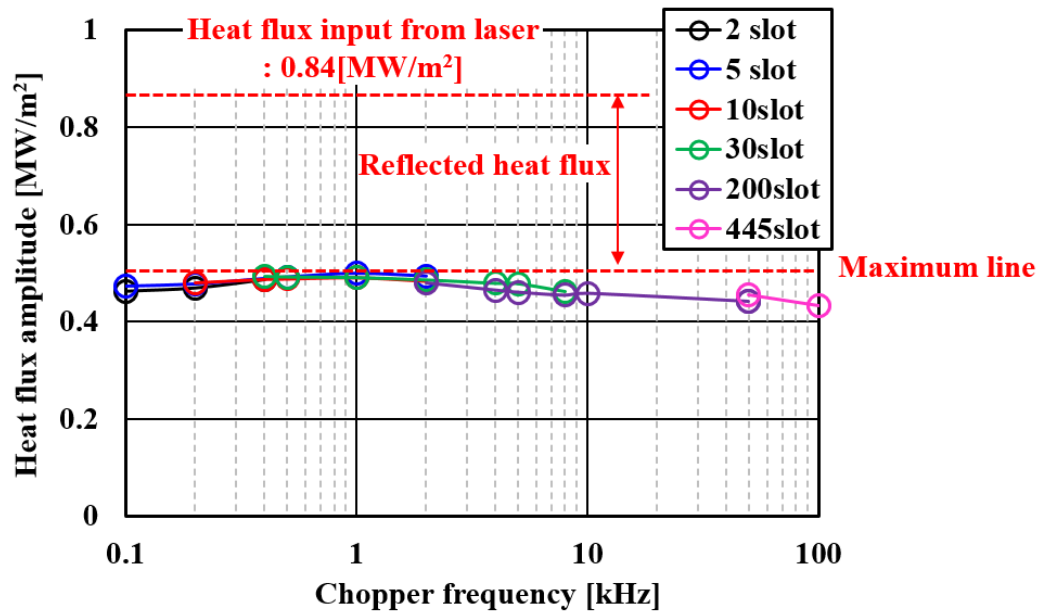


図 5-9 各スロットのチョッパー周波数と熱流束振幅の関係

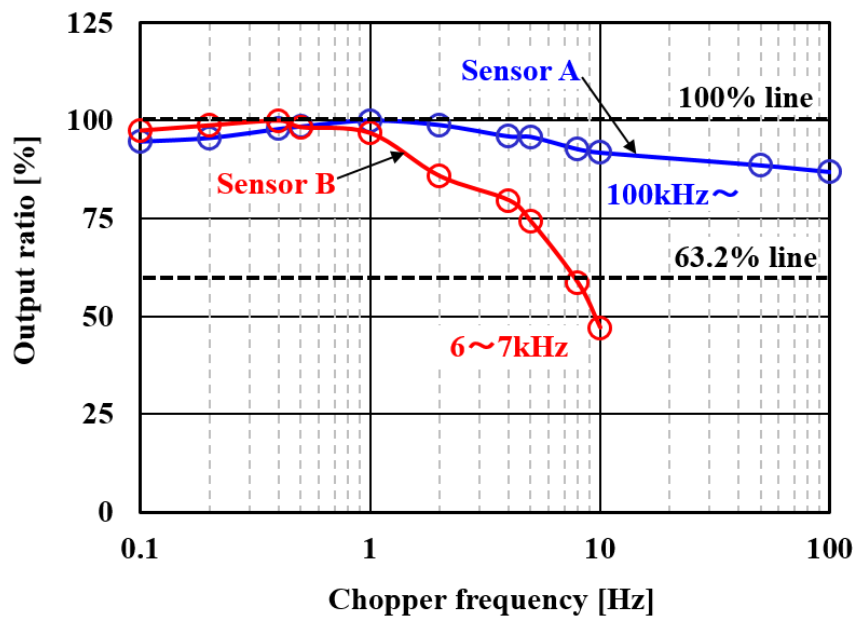


図 5-10 チョッパー周波数とセンサ出力割合の関係

5.4 応答特性－S/N 比のまとめ

センサ(2. 1 節)と計測システム(2. 2 節)の組み合わせによる応答速度(63.2%)と S/N 比(Signal to Noise ratio)の関係を図 5-11 に示す. 5. 1 節で述べた温度変化(主な信号成分)の電圧振幅(最大値と最小値の熱起電力差)を V_S , 雑音成分の電圧振幅を V_N , とすると S/N 比は(5-1)式のように表される.

$$S/N \text{ ratio} = 20 \log_{10} \frac{V_S}{V_N} \quad (5-1)$$

2000rpm, Firing 条件で得られた測定値から S/N 比を解析して, 図 5-11 には 5 サイクルを平均した S/N 比を示した. この結果(図 5-11), センサ B と従来型システム(応答周波数: $\sim 1\text{MHz}$)の S/N 比は-40dB であり, 本研究の実績よりサイクル毎(変動)の解析が可能な精度範囲である 10dB 以上を大幅に下回ってしまう. そこで, センサ B(もしくは A)に本研究で開発した新型計測システム($\sim 600\text{kHz}$)を用いることで雑音が大幅に低減して, S/N 比が 20dB 近くまでに向上した. 応答特性については, 2000rpm, Firing 条件下であればセンサ B でも十分な応答速度を有するが, さらなる高回転域(2000rpm 以上)ではより高い応答周波が必要であること(5. 1 節)がわかっており, そのような領域ではセンサ A を使用することが必要となる. なお, 従来型($\sim 1\text{MHz}$)と新型($\sim 600\text{kHz}$)システムでは, 応答特性の違いによって高周波域のノイズを過大評価することが考えられるが, 2000rpm(クランクアングル 0.1deg . 毎, サンプル周波数: 120kHz)におけるナイキスト周波数は 60kHz であるので S/N 比の評価には影響ないと考えた.

このように, 本研究で新たに開発した高精度同軸型熱電対(センサ A)と計測システムによって高応答及び低ノイズを両立した表面温度計測を実現した.

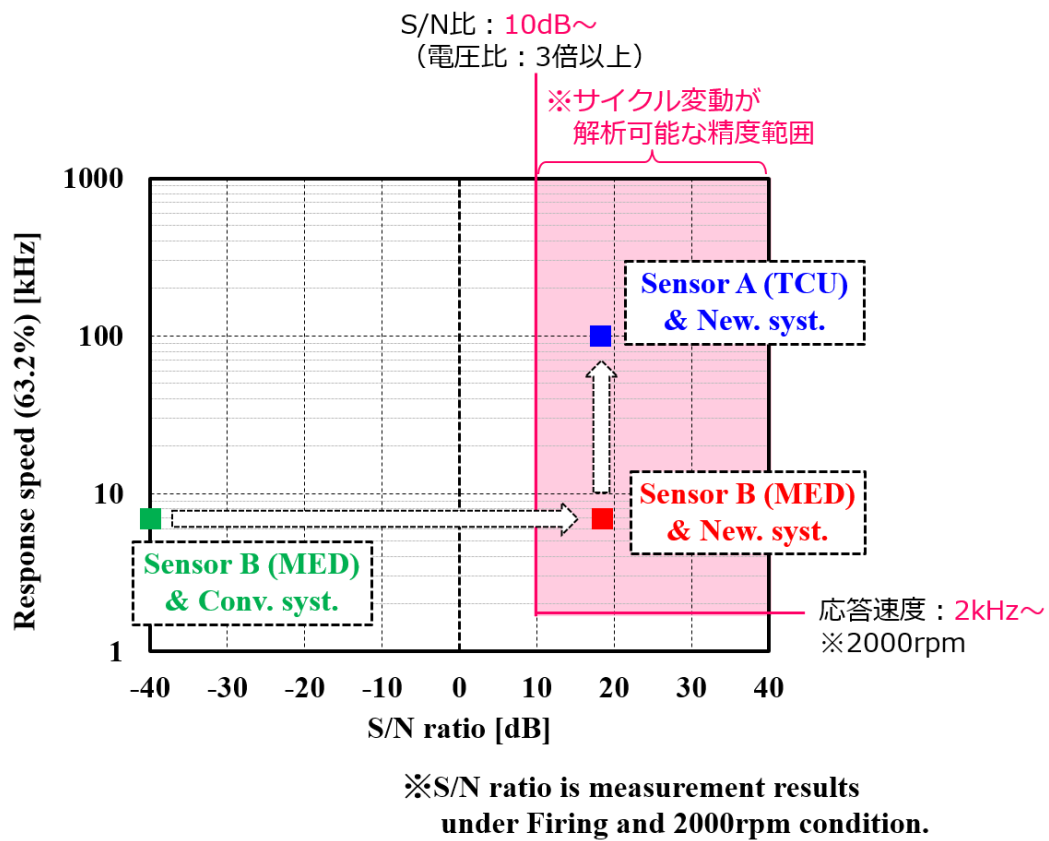


図 5-11 センサと計測システムの組み合わせによる応答速度(63.2%)と S/N 比の関係

5.5 まとめ

従来ほとんど検証されていない燃焼室の表面温度計測における必要な応答周波数について検討し、内燃機関用として過去に類例のない応答特性を実測評価できる装置を開発し、センサの応答速度を検証して、以下の知見を得た。

- (1) 表面温度変化の周波数特性はフーリエ(FFT)変換したスペクトル解析結果から検討したところ、Firing, 2000rpm 条件で必要な応答周波数は 0 から 2kHz の範囲であり、回転数が増加することでより高周波数域となる。
- (2) センサの応答速度を検証するために、レーザー光を矩形波でセンサ表面に与えることで周波数に対する熱流束振幅を評価できる装置を開発した。
- (3) 63.2%ラインを基準にセンサの応答速度を評価すると、センサ A は 100kHz 以上、センサ B は 6～7kHz 以上の応答速度となり、SI エンジンにおける Firing, 2000rpm 条件よりも高い周波数を有することを確認した。なお、センサ A は 2000rpm よりも高回転域(高周波域)においても十分な応答速度を有することがわかった。

第6章 同軸型熱電対の熱流束解析精度に関する検討

1.1.4項で述べたように、従来の研究 [26]では燃焼室と異なる材料をボディとする同軸型薄膜熱電対を燃焼室に埋め込んで表面温度計測及び熱流束解析を実施した場合に、計測及び解析誤差が大幅に大きくなることが報告されている。一方で、独自開発や製作が難しい場合には、ISA で規定された規格熱電対材料で構成された購入可能な MEDTHERM 社製の汎用同軸型熱電対を用いて壁面近傍の熱伝達特性やモデル精度を検証する研究 [30] [31]に用いられてきたが、このセンサの熱接点形状や計測精度は十分に明らかとなっていない。

そこで本研究では、開発した高精度同軸型熱電対(センサ A)の熱流束解析精度の比較対象として MEDTHERM 社製の汎用同軸型熱電対(センサ B)を用いて、両者の精度を比較検証することで新たな熱流束手法について検討したので本章で述べる。

6.1 数値解析による精度比較

6.1.1 温度分布の解析方法

数値解析は2次元円柱座標系モデル(図 6-1(a))を考へて、4.2章と同じ解析手法及び解析条件でモデル内の温度分布を算出した。センサ A の表面接点温度は、4.2.4 章と同様に図 6-1(b)の $T_{a1} \sim T_{a10}$ の各温度をそれぞれの円環の表面積で重み付き平均した温度とした。また、センサ B の表面接点温度はボディと心線の接触部となるので接点温度は図 6-1(c)の T_{b1} と T_{b2} の平均温度とした。

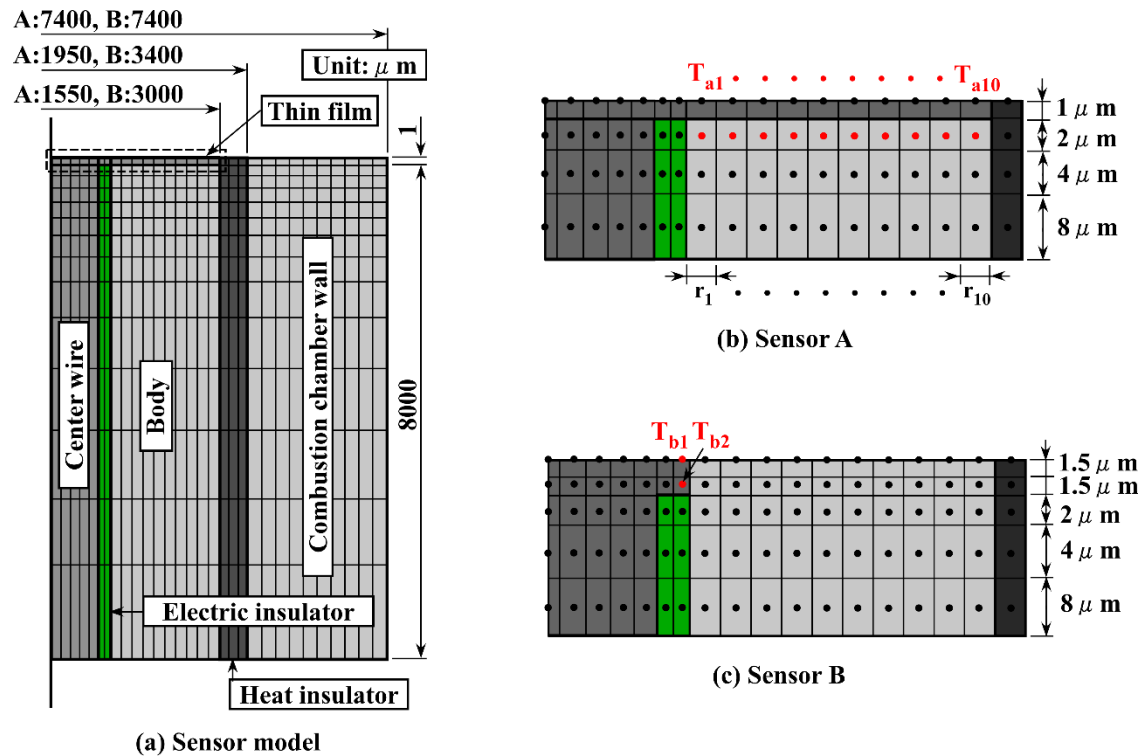


図 6-1 センサ A, B の解析モデル

6.1.2 表面接点温度の解析結果

図 6-2 に数値解析によって求めたセンサ A, B の表面接点温度の解析結果を示す。センサ A の表面温度振幅は 5.8K, 1 サイクルの平均温度(図中 Avg.)は 385.7K, センサ B はそれぞれ 12K, 398.1K が得られた。これらの結果とリファレンスとの差を比較すると, 温度振幅は A が 0.3K, B が 6.5 K, 平均温度は A が 0.7K, B が 13.1K となっており, センサ B は A よりも表面温度の計測誤差が大きいことがわかる。これは, センサ B のボディ(クロメル)の熱伝導率が壁面材料(アルミ合金)と比べて 1/10 以下であることが影響しており, センサ A のように表面接点温度を本来の壁面温度に近づけるには壁面と同等材質のセンサボディを用いるべきであることがわかる。

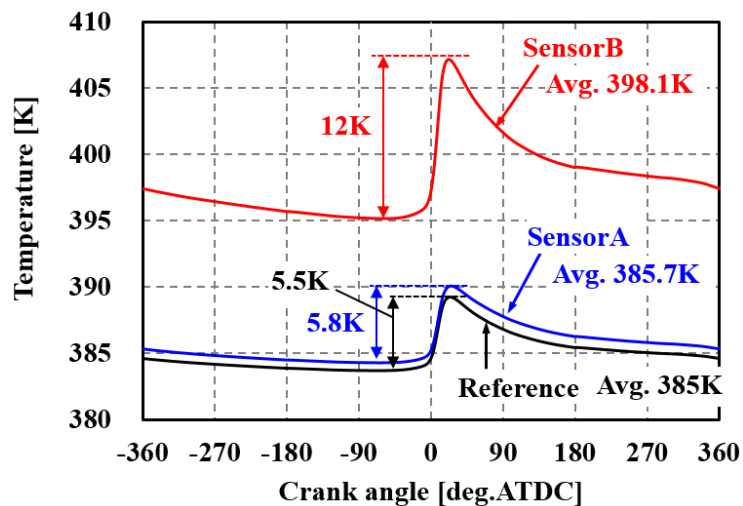


図 6-2 センサ A, B の表面接点温度解析結果

6.1.3 1次元(従来)熱流束解析結果

2.4節と同様に，センサ A, B それぞれのボディの熱物性値を用いて軸方向のみの温度分布を算出して解析した 1 次元熱流束を図 6-3 に示す．最大値付近に着目すると，リファレンスの熱流束と比べてセンサ A は+2.9%, B は-14.7%の差が生じており，その他の行程中(特に吸排気行程中)に着目しても，リファレンスの熱流束と比べてセンサ B は全域で過小評価しており，センサ B は A と比べて 1 次元熱流束の解析誤差が大きいことがわかった．

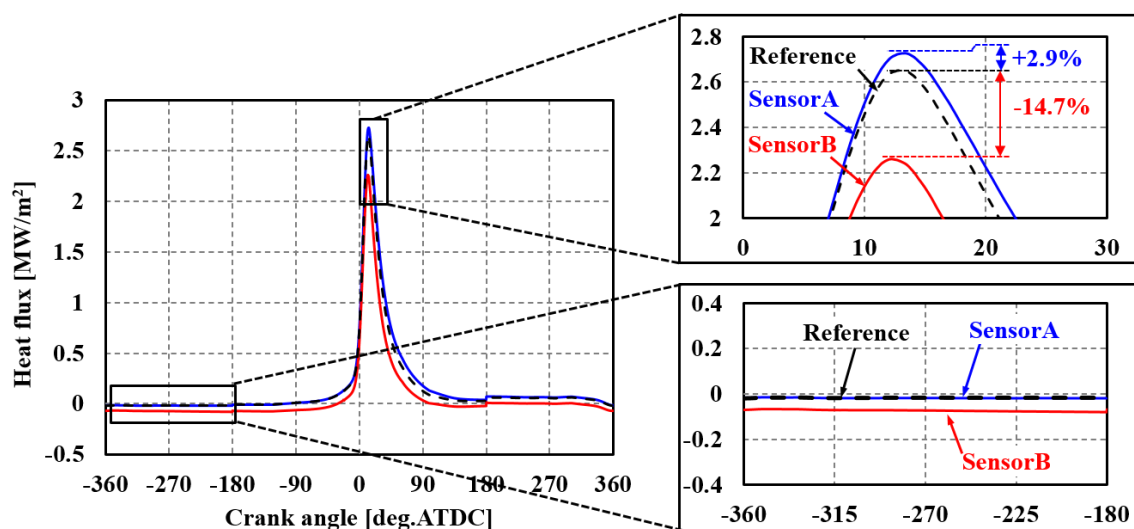


図 6-3 センサ A, B の 1 次元熱流束解析結果

6.1.4 センサ断面の温度分布

センサ B の 1 次元熱流束解析結果の誤差が大きい要因を確認するために、クランクアングルが 13deg.ATDC と-270deg.ATDC に着目して、図 6-1(a)のモデル表面から深さ 4mm の範囲の温度分布(内部接点の深さは 3.5mm)をそれぞれ図 6-4 に示す。(a)はセンサ A, (b)はセンサ B である。13deg. ATDC 及び-270deg.ATDC においても、センサ B のボディ内はセンサ A と比べて軸方向に加えて半径方向(燃焼室方向)にも熱流れが生じている。

このように、センサ B はボディの熱伝導率が燃焼室(アルミ合金)と比べて 1/10 以下であるので、ガスからボディ表面に流入する熱流束は、断熱層を介しても軸方向だけでなく、ボディから燃焼室にかけての半径方向への熱流束も大きくなり、軸方向のみを考慮した 1 次元解析ではガスから流入した熱流束を過小評価してしまうと考えられる。逆に、ボディの熱伝導率が燃焼室よりも大きい場合には過大評価してしまう。

図 6-3 の結果から-270deg.ATDC における熱流束は負となっており、図 6-4(b)の表面から背面への熱流れの向きと矛盾するが、図 6-4(c)のようにセンサ表面から 150 μ m を拡大すると、センサ表面近傍では逆向きの熱流れが生じていることが確認できた。なお、図 6-4 (c)中の数値は基準温度(図中 Base temp. Sensor A:384.836K, B:396.6K)との差を表している。

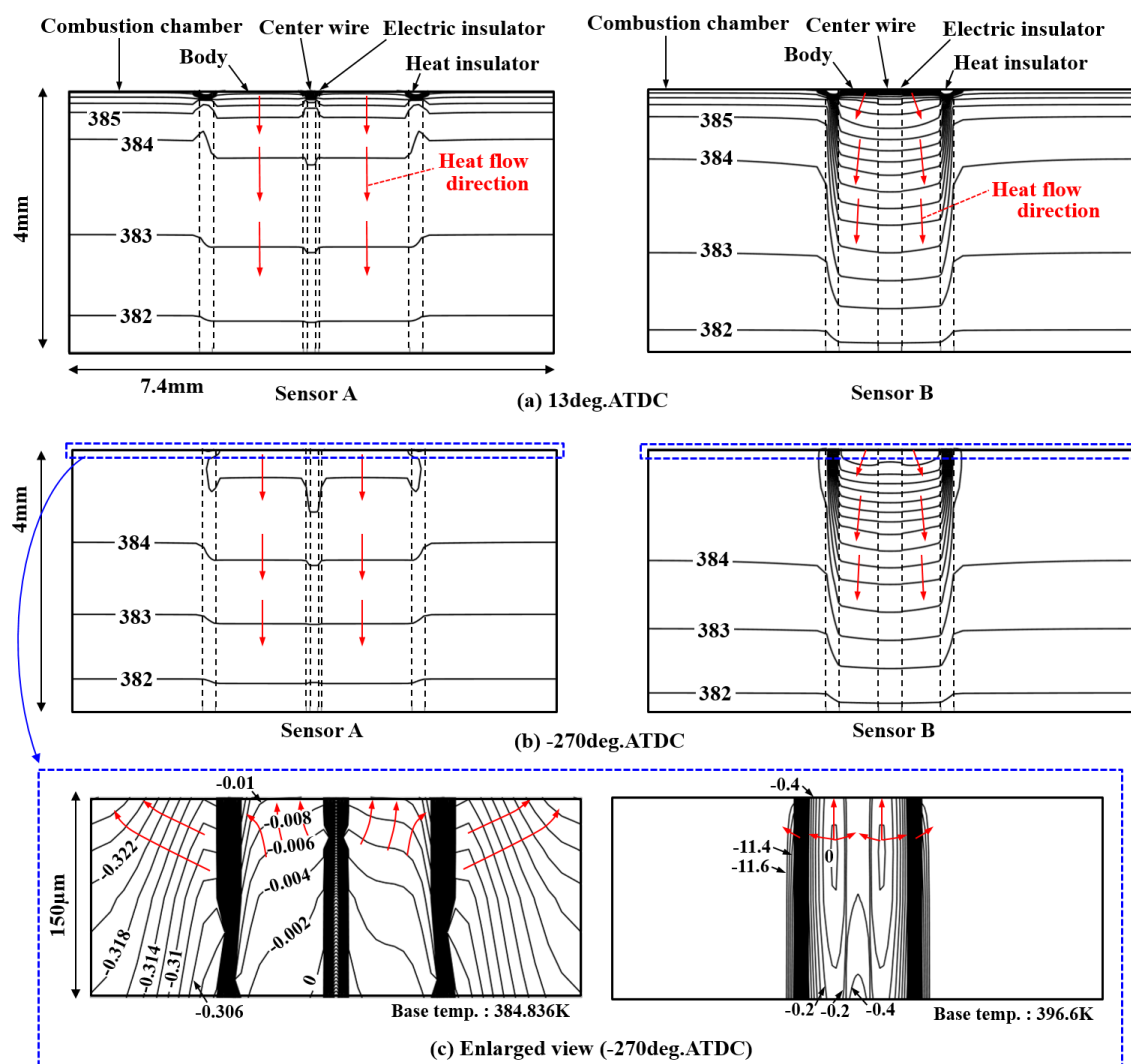


図 6-4 センサ A, B の断面内温度分布

6.1.5 燃焼ガスからセンサ表面に流入する熱流束

各センサの表面に燃焼ガスから流入する熱流束が本来の熱流束に対してどの程度変化しているかについて確認するために、解析に使用したガス温度、熱伝達率および解析した各センサの表面接点温度を用いて、以下の式のようにニュートンの冷却則から熱流束を求めた。

$$q_0(K) = h_g(K)\{T_g(K) - T_{surface}(K)\} \quad (6-1)$$

ここで、

K : 時間の要素数, q_0 : 各センサに流入する熱流束[W/m²]

h_g : 解析に使用した熱伝達率[W/(m²・K)], T_g : 解析に使用したガス温度[K]

$T_{surface}$: 各センサの表面接点温度[K],

この結果、図 6-5 に示すように燃焼ガスから各センサ表面に流入する熱流束はリファレンスと大きく変化していない。本解析で使用した燃焼ガス温度は 2500K 程度の変化しており、センサ表面温度の変化は大きくとも十数 K 程度であるので、燃焼ガスから流入する熱流束は大きく変化しなかったと考えられる。なお、本解析ではセンサが異なっても同様の燃焼ガス温度と熱伝達率を使用しているが、実際にセンサ直上では異なる影響も考えられ、今後実測でも光学計測と組み合わせて検証する必要がある。

そこで、軸方向に加えて半径方向(燃焼室壁面を含む)のセンサ内温度分布を考慮して熱流束解析することで、1 次元解析と比べて熱流束の解析誤差を小さくできると考えて以下で検討した。

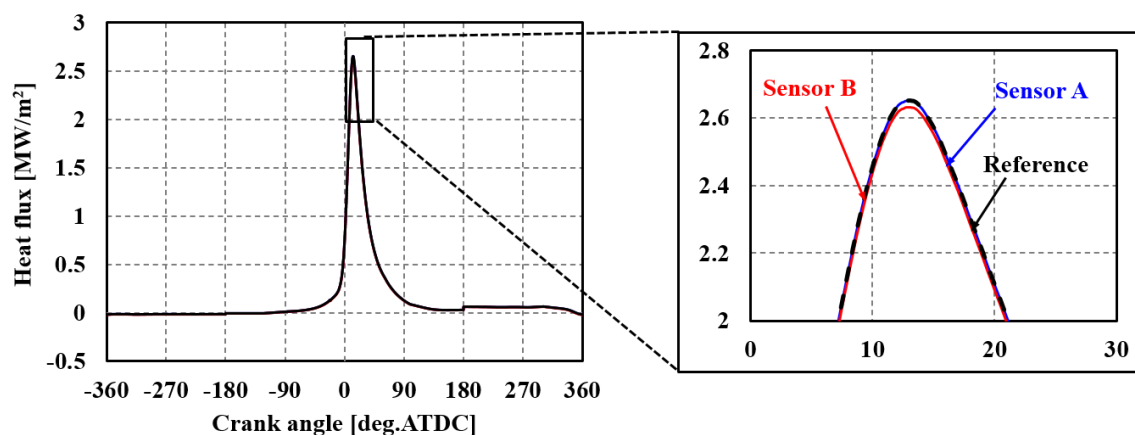


図 6-5 各センサ表面に燃焼ガスから流入する熱流束

6.2 新たな熱流束解析方法の提案

6.2.1 2次元熱流束解析方法

同軸型熱電対によって得られた表面接点及び内部接点温度のそれぞれ 1 点の温度しか得られないので、そのまま軸方向と半径方向の 2 次元温度分布を算出することは難しい。そこで、モデル(センサ)表面全体に一樣に熱流束が流入すると仮定して温度分布を算出する手法を以下のように検討した。図 6-6(b)に示すように表面から内部接点の深さまでの 2 次元円柱座標系モデル(図はセンサ A)を用いて、以下の手順で燃焼ガスからセンサ表面に流入する熱流束を解析した。

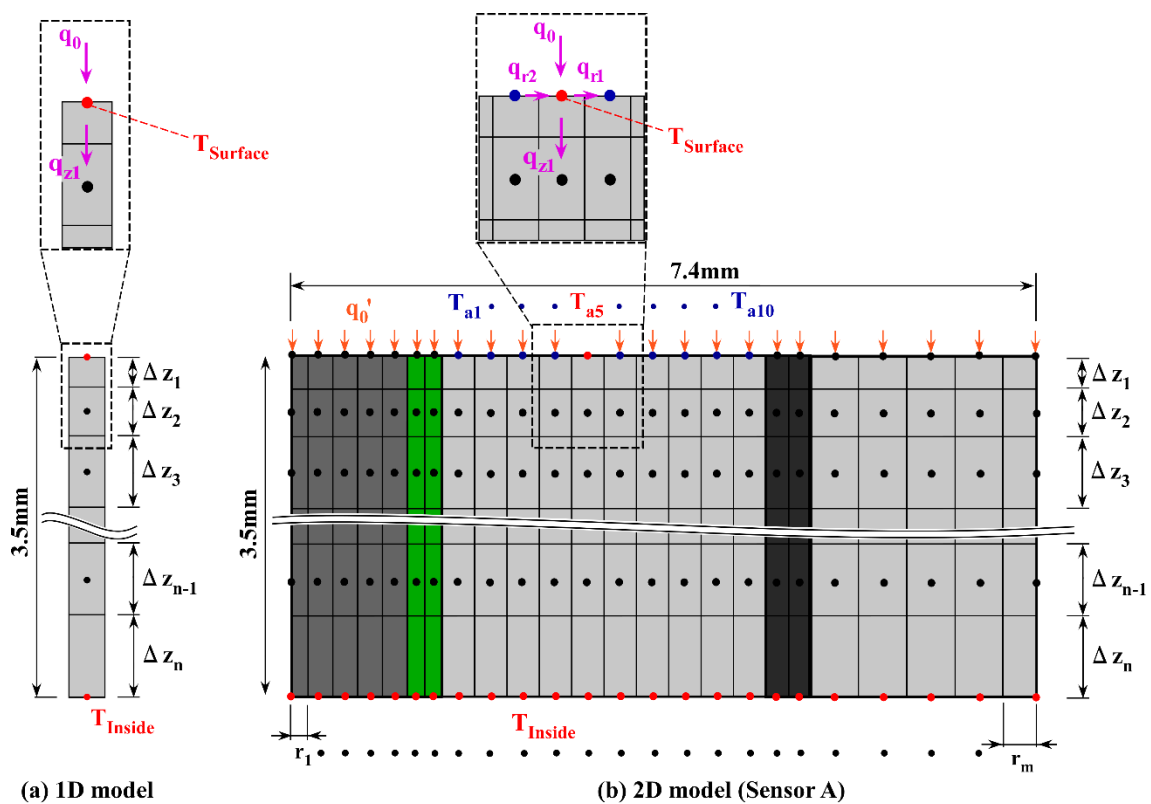


図 6-6 熱流束解析モデル

- (1) 表面接点の代表位置(以下では、表面接点位置)に表面接点温度 T_{Surface} を境界条件として与える。センサ A の表面接点位置は図 6-1(b)の T_{a5} (もしくは T_{a6})、センサ B は図 6-1(b)の T_{b1} となる。背面の境界条件は、半径方向に一樣に内部温度 T_{Inside} を与える。なお、本解析ではセンサ A の表面接点温度を T_{a5} に与えているが、この妥当性については[付録 3]で後述する。
- (2) 図 6-6(b)のように、表面接点位置の要素における伝熱量 $(q_0 - q_{z1}) + (q_{r1} - q_{r2})$ と要素内に蓄えられる熱量が等しくなることから、式(6-2)より表面に流入する熱流束 q_0 を算出する。

- (3) モデル表面全体に流入する熱流束は一様として仮定して、表面接点位置以外の表面には熱流束 $q_0' (=q_0)$ を与えて、(6-3)～(6-5)式のように各表面要素の温度を算出する。
- (4) これらの境界条件から、4.2.4 節の(4-10), (4-14), (4-15)式と同様に 2 次元円柱座標系階差式(完全陰解法)を用いて、モデル内の温度分布を算出する。
- (5) これらの(2), (3), (4)の手順を反復し、全要素における前後の計算ステップの温度差が 1×10^{-5} となるように、計算を終了させた。最終的に算出された q_0 を燃焼ガスからセンサ表面に流入した熱流束とした。

手順(2)におけるセンサ表面に流入する熱流束 q_0 は以下の式のように表される。

$$q_{0(K)} = \frac{A_{(I,1)}\{T_{(I,1,K)} - T_{(I,1,K-1)}\} + B_{(I,1)}\{T_{(I-1,1,K)} - T_{(I,1,K)}\} + C_{(I,1)}\{T_{(I,1,K)} - T_{(I+1,1,K)}\} + E_{(I,1)}\{T_{(I,1,K)} - T_{(I,2,K)}\}}{D_{(I,1)}} \quad (6-2)$$

また,

$$\begin{aligned} A_{(I,1)} &= \rho_{(I,1)} c_{(I,1)} \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} \frac{\Delta z_1}{\Delta t} \\ B_{(I,1)} &= 2\pi \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right) \Delta z_1 / \left(\frac{\Delta r_{I-1}}{2\lambda_{(I-1,1)}} + \frac{\Delta r_I}{2\lambda_{(I,1)}} \right) \\ C_{(I,1)} &= 2\pi \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right) \Delta z_1 / \left(\frac{\Delta r_I}{2\lambda_{(I,1)}} + \frac{\Delta r_{I+1}}{2\lambda_{(I+1,1)}} \right) \\ D_{(I,J)} &= \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} \\ E_{(I,J)} &= \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} / \left(\frac{\Delta z_1}{\lambda_{(I,1)}} + \frac{\Delta z_2}{2\lambda_{(I,2)}} \right) \end{aligned}$$

モデル表面全体に流入する熱流束は一様として仮定して、表面接点位置に流入する熱流束 q_0 を接点位置以外の表面に与えて、(6-3)～(6-5)式のように各表面要素の温度を算出する。

$I = 1$ (中心)の場合

$$T_{(1,1,K+1)} = \frac{A_{(1,1)}T_{(1,1,K)} + C_{(1,1)}T_{(2,1,K+1)} + D_{(1,1)}q'_{0(K+1)} + E_{(1,1)}T_{(1,2,K+1)}}{A_{(1,1)} + C_{(1,1)} + E_{(1,1)}} \quad (6-3)$$

$$A_{(1,1)} = \rho_{(1,1)}c_{(1,1)}\pi\Delta r_1^2 \frac{\Delta z_1}{\Delta t}$$

$$C_{(1,1)} = 2\pi\Delta r_1\Delta z_1 / \left(\frac{\Delta r_1}{\lambda_{(1,1)}} + \frac{\Delta r_2}{2\lambda_{(2,1)}} \right)$$

$$D_{(1,1)} = \pi\Delta r_1^2$$

$$E_{(1,1)} = \pi\Delta r_1^2 / \left(\frac{\Delta z_1}{\lambda_{(1,1)}} + \frac{\Delta z_2}{2\lambda_{(1,2)}} \right)$$

$2 \leq I \leq m-1$ の場合

$$T_{(I,1,K+1)} = \frac{A_{(I,1)}T_{(I,1,K)} + B_{(I,1)}T_{(I-1,1,K+1)} + C_{(I,1)}T_{(I+1,1,K+1)} + D_{(I,1)}q'_{0(K+1)} + E_{(I,1)}T_{(I,2,K+1)}}{A_{(I,1)} + B_{(I,1)} + C_{(I,1)} + E_{(I,1)}} \quad (6-4)$$

$$A_{(I,1)} = \rho_{(I,1)}c_{(I,1)}\pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} \frac{\Delta z_1}{\Delta t}$$

$$B_{(I,1)} = 2\pi \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right) \Delta z_1 / \left(\frac{\Delta r_{I-1}}{2\lambda_{(I-1,1)}} + \frac{\Delta r_I}{2\lambda_{(I,1)}} \right)$$

$$C_{(I,1)} = 2\pi \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right) \Delta z_1 / \left(\frac{\Delta r_I}{2\lambda_{(I,1)}} + \frac{\Delta r_{I+1}}{2\lambda_{(I+1,1)}} \right)$$

$$D_{(I,1)} = \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\}$$

$$E_{(I,1)} = \pi \left\{ \left(r_I + \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 - \left(r_I - \frac{\Delta r_I}{2} \right)^2 \right\} / \left(\frac{\Delta z_1}{\lambda_{(I,1)}} + \frac{\Delta z_2}{2\lambda_{(I,2)}} \right)$$

$I = m$ (最外周)の場合

$$T_{(m,1,K+1)} = \frac{A_{(m,1)}T_{(m,1,K)} + B_{(m,1)}T_{(m-1,1,K+1)} + D_{(m,1)}q'_{0(K+1)} + E_{(m,1)}T_{(m,2,K+1)}}{A_{(m,1)} + B_{(m,1)} + E_{(m,1)}} \quad (6-5)$$

$$A_{(m,1)} = \rho_{(m,1)}c_{(m,1)}\pi \{ r^2 - (r_m - \Delta r_m)^2 \} \frac{\Delta z_1}{\Delta t}$$

$$B_{(m,1)} = 2\pi(r_m - \Delta r_m)\Delta z_1 / \left(\frac{\Delta r_{m-1}}{2\lambda_{(m-1,1)}} + \frac{\Delta r_m}{\lambda_{(m,1)}} \right)$$

$$D_{(m,1)} = \pi\{r_m^2 - (r_m - \Delta r_m)^2\}$$

$$E_{(m,1)} = \pi\{r_m^2 - (r_m - \Delta r_m)^2\} / \left(\frac{\Delta z_1}{\lambda_{(m,1)}} + \frac{\Delta z_2}{2\lambda_{(m,2)}} \right)$$

ここで,

I : 半径方向の要素数, J : 軸方向の要素数, K : 時間の要素数,

m : 半径方向の最外周の要素数

Δr_l : 半径方向の分割幅[m], Δz_j : 軸方向の分割幅[m], Δt : 時間の分割幅[s]

r_l : 半径方向 I における位置[m],

$\lambda_{(I,J)}$: 半径方向 I , 軸方向 J における熱伝導率[W/(m・K)]

$c_{(I,J)}$: 半径方向 I , 軸方向 J における比熱[J/(kg・K)]

$\rho_{(I,J)}$: 半径方向 I , 軸方向 J における密度[kg/m³]

$T_{(I,J,K)}$: 半径方向 I , 軸方向 J , 時間 K における温度[K]

とする.

このように, 図 6-6(b)中の軸方向 q_{z1} だけでなく半径方向(q_{r1} - q_{r2})への熱流れも考慮して, ガスからセンサ表面に流入する熱流束 q_0 を解析する 2 次元熱流束解析手法を検討した.

6.2.2 2次元熱流束解析結果

図 6-7 にセンサ A, B の 2 次元熱流束解析結果を示す。最大値付近では、リファレンスの熱流束とセンサ A の差は+2.4%と 1 次元解析結果(+2.9%)とほぼ変化はしなかったが、センサ B は-1.3%と 1 次元解析結果(-14.7%)よりも大幅に差が小さくなった。その他の行程中(特に吸排気行程中)でも同様に、センサ B はリファレンスの熱流束に 1 次元解析結果よりも近づいた。センサ B のように燃焼室壁面と異なる材料をボディとするセンサは、センサボディと燃焼室壁面との熱伝導率の差が大きい場合に軸方向だけでなく半径方向にも熱流れが生じるが、軸と半径方向の 2 次元温度分布を算出して熱流束を解析することで本来の熱流束に近づくことが示唆された。

一方で、計算コスト(時間)が大幅に増加しており、センサ A は 1D では 1 サイクルあたり約 0.2min 程度に対して 2D では約 90min 程度、センサ B は 1D では 1 サイクルあたり約 0.2min 程度に対して 2D では約 400min 程度となる。そのため、要求精度に応じてメッシュサイズや収束条件を見極める必要がある。

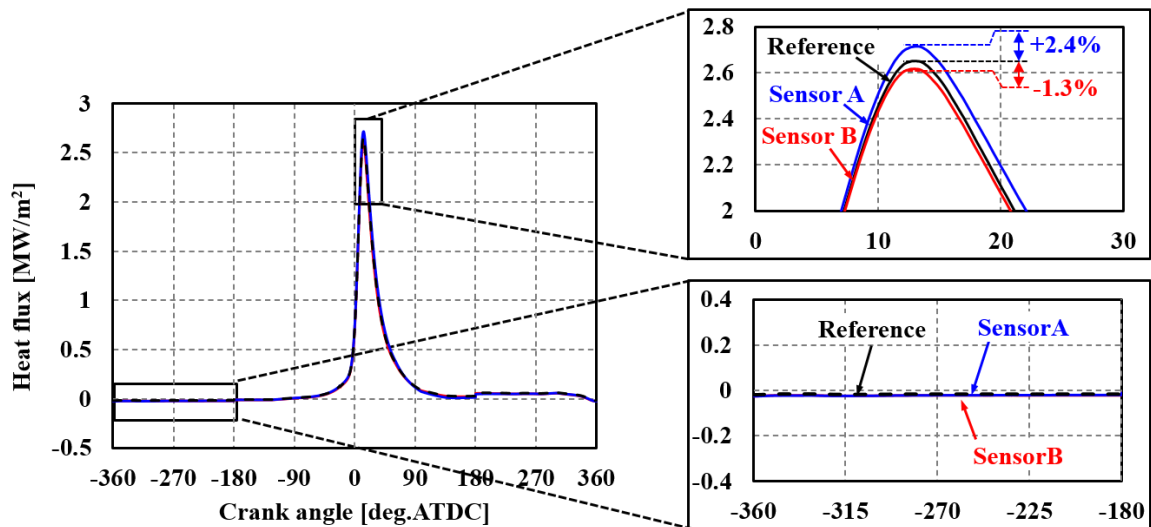
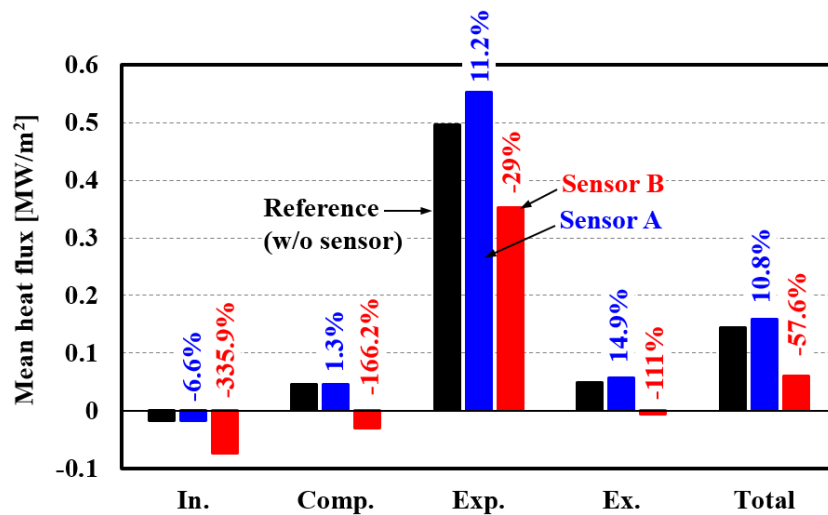


図 6-7 センサ A, B の 2 次元熱流束解析結果

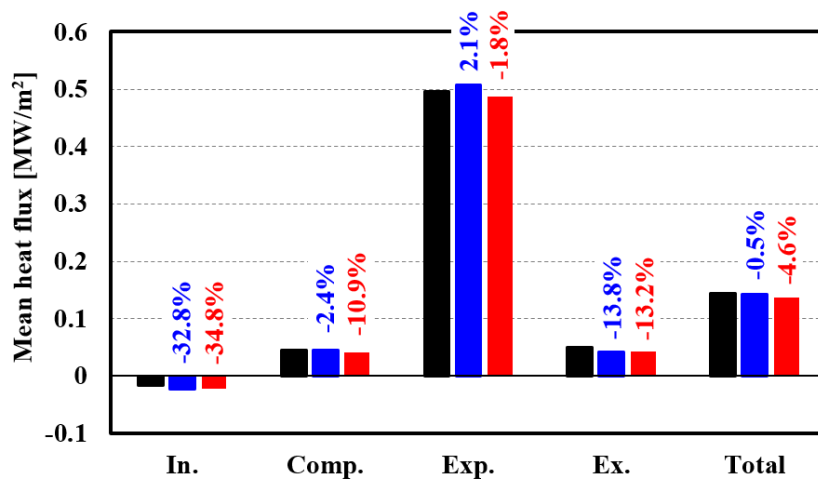
6.2.3.1 次元と2次元の平均熱流束解析結果

図 6-8 にセンサ A, B 及びリファレンスの各行程及び全行程の平均熱流束解析結果を示す。1 次元解析ではセンサ A は各行程及び全行程において 10 数%の誤差に留まっているが、センサ B は各行程では本来と比べて数 10%から数 100%(数倍)程度、全行程では 60%程度の誤差が生じてしまう。

一方で、2 次元解析ではセンサ B は各行程及び全行程において 1 次元よりも大幅にリファレンスに近づき、リファレンスの値が小さい吸気行程を除くと誤差は 10 数%以内に留まっており、同様にセンサ A も数%程度まで誤差が減少しており、軸と半径方向の 2 次元温度分布を算出して熱流束を解析することで、より正確に熱流束解析が可能であることを確認した。



(a) One-dimensional



(b) Two-dimensional

図 6-8 センサ A, B の各行程及び全行程における平均熱流束解析結果

6.3 実測による精度検証

数値解析では空間平均の熱伝達率及びガス温度を使用しており，数値解析と比較して実際のエンジン試験でセンサ計測値の定量性を評価することは難しいので，6.1 節で得られた数値解析結果と定性的に傾向が一致するのか(妥当性)を検証した

6.3.1 実験手法

供試機関は，4.7.1 項と同仕様の試験用ガソリン単気筒エンジン(表 4-2)を用いて，センサの取り付け位置も図 4-15 と同様で，センサ A と B を付け替えて計測した．実験条件は，エンジン回転数2000rpm, 空気過剰率(以下, λ)を1, 図示平均有効圧力(Indicated Mean Effective Pressure, 以下, IMEP)を 400, 800kPa として，それぞれ点火時期(Ignition Timing, 以下, Ig.T)を-14, -4.5 deg.ATDC とした．なお，以下に示す実験結果は 200 サイクル平均したものである．

6.3.2 表面接点温度の計測結果

センサ A または B を取り付けた時のそれぞれの筒内圧力及び表面温度の実験結果を図 6-9 に示す．どちらの運転条件(IMEP=400, 800kPa)においてもセンサ A, B の最大値付近の筒内圧力差は，最大値に対して 2%未満で大きく燃焼状態は変化してないことが確認できる．センサ B の 1 サイクル中の平均表面温度(図中 Avg.)はいずれの運転条件においても A と比べて数 K 程度大きくなり，センサ B の表面温度振幅は A と比べて 2 倍程度大きくなった．これは図 6-2 と同様の傾向を示しており，数値解析結果の妥当性を確認した．

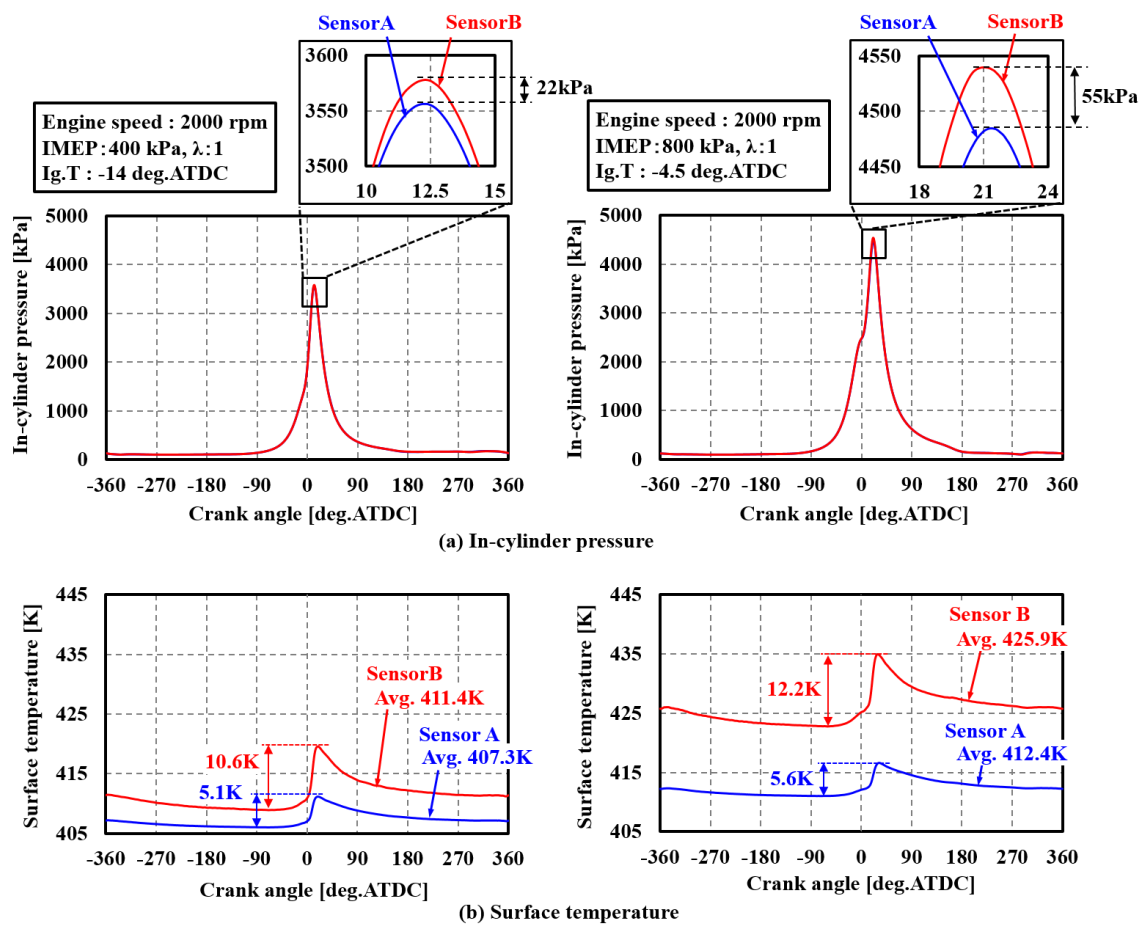


図 6-9 センサ A, B の筒内圧力及び表面接点温度計測結果

6.3.3 熱流束の解析結果

センサ A, B で計測された表面接点と内部接点の温度を境界条件として, 6.1.3 項, 6.2.1 項と同様に軸方向のみの温度分布を算出して得られた 1 次元熱流束解析結果を図 6-10(a), 軸方向及び半径方向の温度分布を算出して得られた 2 次元熱流束解析結果を図 6-10(b)に示す. IMEP=400kPa 及び 800kPa 条件ともに, センサ A はほぼ変化がみられなかったが, センサ B は 2 次元解析することで 1 次元と比べて最大値付近及びその他の行程における熱流束が増加してセンサ A の解析結果に大幅に近づいた.

次に, 1 サイクル中の 1 次元及び 2 次元熱流束を平均した結果を図 6-11 に示す. なお, エラーバーは 200 サイクルの標準偏差を示している. IMEP=400kPa 及び 800kPa とともに, 程度の差はあるもののセンサ A 及び B は大幅に近づく傾向が得られた. これらの結果(図 6-10, 図 6-11)は, 6.1.3 項と 6.2.2 項で数値解析によって得られた解析結果(図 6-3, 図 6-7)と同様の傾向を示しており, 数値解析の妥当性を確認した.

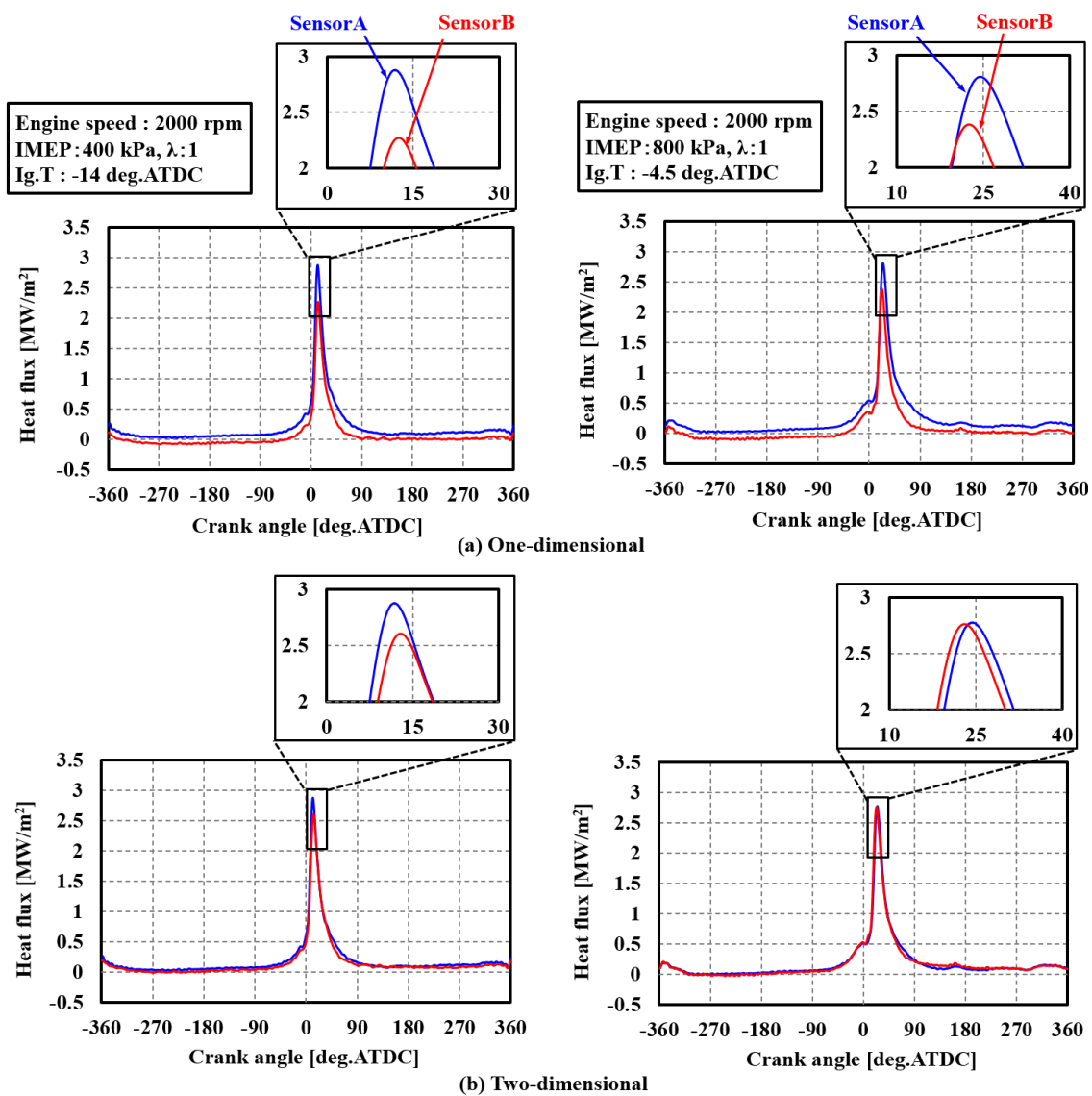


図 6-10 センサ A, B の熱流束解析結果

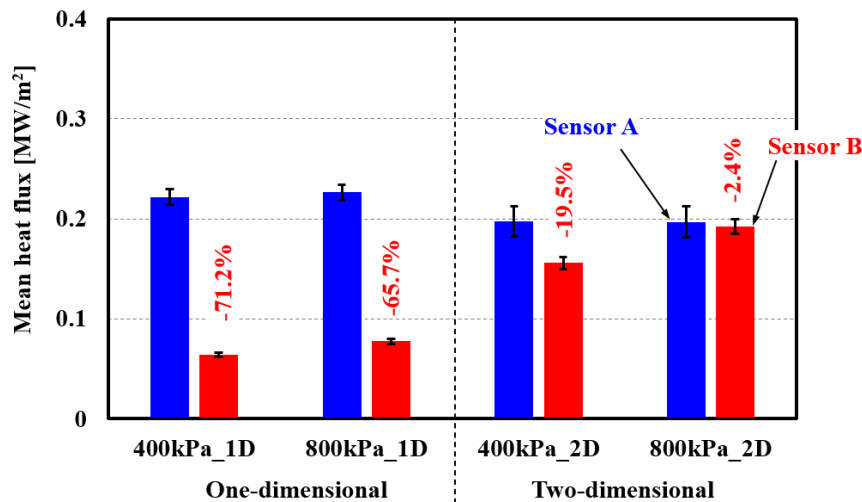


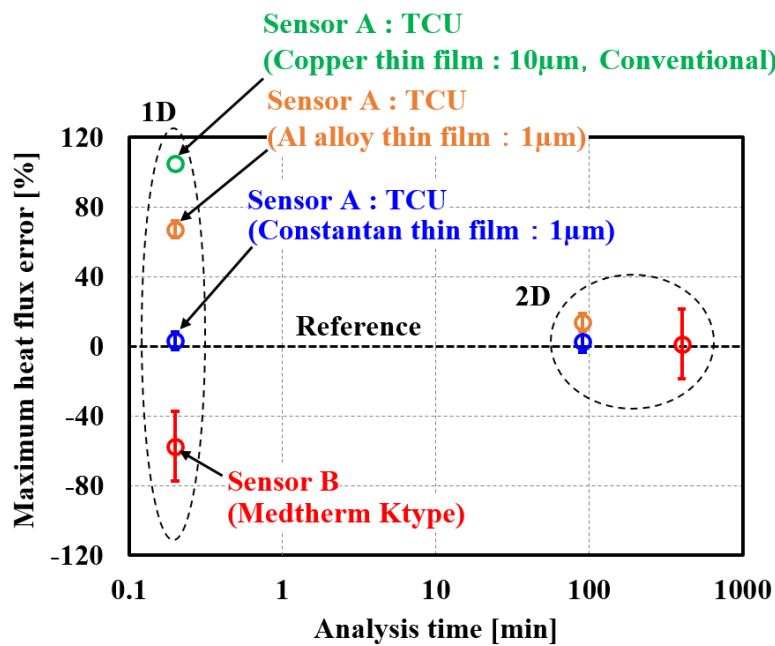
図 6-11 センサ A, B の 1 サイクルの平均熱流束解析結果

6.4 熱流束解析精度のまとめ

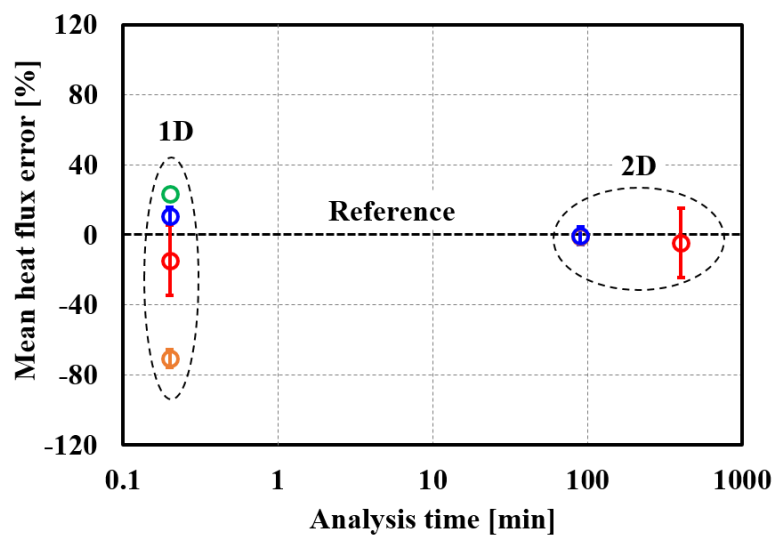
それぞれ厚さ 10 μ m の銅薄膜(従来型), 厚さ 1 μ m のアルミ合金薄膜, 厚さ 1 μ m のコンスタンタン薄膜を表面に形成したセンサ A とセンサ B の表面接点及び内部接点温度を数値解析(4.2 節)によって算出して, その温度を境界条件として 1 次元(従来手法)及び 2 次元手法(新手法)で算出した熱流束の 1 サイクル中の最大値, 平均値と解析時間の関係を図 6-12 に示す. なお, センサ A の銅薄膜(従来型)は表面接点の位置が 2 点存在するので, 2 次元解析手法での結果は境界条件が設定できないので図示していない.

この結果, 6.1 から 6.2 節で述べた理由から 1 次元から 2 次元解析手法を用いることで各センサの解析結果はリファレンス(センサが無い場合)に近づいていることがわかる. 一方で, 解析時間は 1 次元から 2 次元解析することで 100 倍以上に増加し, 特にセンサ B はセンサを構成する材料の熱伝導率がセンサ A と比べて低く, 熱が伝わりづらいので収束するまでにさらに時間を要するので, 数 100 サイクル程度のサイクル変動の解析などは解析時間が膨大となってしまうので現実的でない. また, 図中に示したエラーバーは熱流束解析に使用する熱物性値(2.4.2 項)と動的ばらつき(個体差, 3.2 節)を表している.

このように本研究で開発したボディが燃焼室と同材料かつ薄膜材料を最適化した同軸型熱電対(センサ A)は, 計算コストが小さい 1 次元手法でも正確に熱流束が解析でき, センサ構成材料の熱物性値測定や製作法の確立によって高精度を実現した.



(a) 1 サイクル中の熱流束最大値



(b) 1 サイクル中の熱流束平均値

図 6-12 センサ A, B の 1 サイクルの平均熱流束解析結果

※計算の PC 仕様

プロセッサ : Intel(R) Core(TM) i7-5820K CPU @ 3.30GHz

実装メモリ (RAM) : 128GB

6.5 まとめ

本研究で開発した高精度同軸型熱電対(センサ A), 汎用同軸型熱電対(センサ B)の熱流束解析精度について検証した. その結果から新たな 2 次元熱流束解析手法を提案して, 以下の知見を得た.

- (1) センサ A のようにボディ材料が燃焼室と同じ場合は 2 次元解析手法を適用することで多少の精度改善がみられたが, 計算コストの小さい 1 次元解析でも十分な精度が得られることがわかった.
- (2) センサ B のようにボディ材料が燃焼室と異なる場合は 2 次元解析手法を適用することで 1 次元よりも大幅に精度改善を実現した. すなわち, センサのボディ材料や形状の違いによって, 燃焼ガスからセンサ表面に流入する熱流束はセンサがない場合の熱流束と大きく変化しなければ, 新たな 2 次元解析手法を用いることでより正確な熱流束解析を実現できると考えられる.

ただし, センサ B は半径方向の熱流れが生じるので, 近接して複数点での計測は本来の燃焼室周囲の温度分布を乱すので適さない.

第7章 結言

本研究では、高精度化する冷却損失(熱流束)の空間分布・時間変化を予測するモデルを検証するために、微小な温度や熱流束変化を正確に捉えることができる高精度及び高応答の同軸型熱電対及び計測システムを開発して、以下の成果・知見を得た。

- (1) 同軸型熱電対の構成材料について検討して、ボディ材料をアルミ合金(燃焼室材料)、心線材料をコンスタンタンとする本センサにおいて、原理的に最善と考えられる厚さ $1\mu\text{m}$ のコンスタンタン(心線材料)薄膜をセンサ表面に形成することで、従来(銅薄膜)よりも大幅に精度が向上した。
- (2) 本センサは高精度化を目指したこれまでにない製法を確立して、大きくとも $\pm 5\%$ 程度の精度(動的ばらつき低減)を実現できた。
- (3) 従来型の計測システムよりも新たに開発したシステムによってノイズが大幅($1/100$ 以下)に低減でき、従来不可能であった単サイクルの非燃焼条件での微小な表面温度変化を計測できた。
- (4) 応答特性を実測評価できる装置を開発して、出力割合が 63.2% 基準に応答速度を評価すると、 100kHz 以上の応答特性を有することを確認した。
- (5) 本センサのようにボディ材料が燃焼室と同じ場合は新たな2次元解析手法を適用することで、特定の範囲で精度改善がみられたが、計算コストの小さい1次元解析でも十分な精度が得られることがわかった。

これにより、従来の手法では困難であった燃焼室内の微小な温度や熱流束の変化を正確に計測できるようにした意義は大きく、内燃機関の冷却損失(熱流束)予測モデルの開発や本分野の現象解明に大きく貢献できると考えられる。

本研究で開発した高精度同軸型熱電対と比較検証することで、汎用的に最も使用されている汎用的に最も使用されている ISA 規格の MEDTHERM 社製の汎用同軸型熱電対の熱流束解析精度について、以下の知見を得た。

- (1) 応答特性を実測評価できる装置を開発して、出力割合が 63.2% 基準に応答速度を評価すると、センサ A は $6\sim 7\text{kHz}$ となりセンサ B($100\text{kHz}\sim$)と比べて劣る。

(2) 今までの熱流束解析手法では全工程の平均値で-60%, 本研究で新たに提案した解析手法を用いることでは-4.6%となり, 大幅に精度が改善することを確認できた. ただし, ばらつきや計算コストなどの有効範囲に注意が必要である.

以上より, 汎用同軸型熱電対の精度を明確化でき, 新たな解析手法を見出したことで従来ごく限られた研究者のみが実施可能であった定量性の高い熱流束解析を汎用的により多くの研究者・技術が使用可能となった意義は大きいと考えられる.

今後は, 本研究で開発した高精度同軸型熱電対と PIV(Particle Image Velocimetry)や LIF(Laser Induced Fluorescence)などの光学計測を組み合わせることで, 燃焼室壁面近傍の速度境界層や温度境界層と熱流束の関係を解明し, 精度の高い冷却損失(熱流束)予測モデルの構築を進めていく予定である.

参考文献

- [1] IEA, “World Energy Outlook 2017,” . Available:
https://www.iea.org/publications/freepublications/publication/WEO2017SpecialReport_EnergyAccessOutlook.pdf..
- [2] 大聖泰弘, “自動車用エンジンシステムの高効率化の可能性と到達点,” 自動車技術, Vol.72, pp.4-9, 2018.
- [3] 横森剛, 松田昌祥, 飯田訓正, 浦田泰弘, 横尾望, 中田浩一, “高効率ガソリンエンジンのためのスーパーリーンバーン研究,” 自動車技術会 2016 年春季大会学術講演会, Paper No.20165267..
- [4] 脇坂佳史, 稲吉三七二, 福井健二, 小酒英雅, 堀田義博, 川口暁生, “壁温スイング遮熱法によるエンジンの熱損失低減(第 2 報) —単気筒エンジンによる遮熱効果の先行検討—,” 自動車技術会 2015 年春季大会学術講演会, Paper No.20155027..
- [5] R. Yamada, S. Sato and H. Kosaka, "A Study on Reduction of Cooling Loss by Water Addition in SI Engine by using Rapid Compression and Expansion Machine," The Ninth International Conference on Modeling and Diagnostics for Advanced Engine Systems COMODIA 2017.
- [6] “HINOCA 関連資料 / 革新的燃焼技術 / 戦略的イノベーション創造プログラム (SIP),” . Available: https://www.jst.go.jp/sip/event/k01_hinoca/index.html.
- [7] 尾形陽一, 大木純一, 宮井大輝, 溝渕泰寛, 草鹿仁, “エンジン冷却損失解析に向けた壁面乱流熱流束モデルの比較,” 自動車技術会 2019 年春季大会学術講演会, Paper No.20195424.
- [8] M. Shimura, S. Yoshida, Y. Minamoto, T. Yokomori, K. Iwamoto, M. Tanahashi , H. Kosaka, “Micro PIV investigation of near wall behaviors of tumble enhanced flow in an IC engine,” The Ninth International Conference on Modeling and Diagnostics for Advanced Engine Systems COMODIA 2017.
- [9] 諸貫達哉, K. Siddhartha, 志村祐康, 源勇氣, 店橋護, 横森剛, “タンブル強化 SI エンジン内希薄火炎の複数化学種 PLIF 同時計測,” 第 56 回燃焼シンポジウム, 2018.
- [10] 松浦勝也, 佐藤義久, 神尾純一, 藤井徳明, 園比呂志, 飯田訓正, “局所熱伝達促進によるノック限界改善手法の提案,” 自動車技術会学術講演会前刷集, 2016.
- [11] G. Eichelberg, “Some new investigations on old combustion engine problems,” Engineering, Vol.148, pp.463-446, 547-560, 1939.
- [12] G. Borman , K. Nishiwaki, “Internal-combustion engine heat transfer” , Energy Combustion Science, Vol.13, pp.1-46, 1969.

- [13] W. J. D. Annand , T. H. Ma, “ Instantaneous heat transfer rates to the cylinder head surface of a small compression-ignition engine,” Proc. Inst. Mech. Eng., Vol.185, pp.976-987, 1970.
- [14] 三原雄司, 林崇宏, 中村基良, 染谷常雄, “薄膜センサーによる内燃機関主軸受の油膜圧力測定法の開発に関する研究,” 自動車技術会論文集, Vol.26, No.2, pp.40-45, 1995.
- [15] 石井大二郎, 三原雄司, 佐藤進, 小酒英範, “燃焼室表面の瞬時温度計測法に関する研究,” 第 26 回内燃機関シンポジウム, 82-20158078, 2015.
- [16] D. N. Assanis, F. A. Friedmann, K. L. Wiese, J. Z. Matthew , R. J. M., “A Prototype Thin-Film Thermocouple for Transient Heat Transfer Measurements in Ceramic-Coated Combustion Chambers,” SAE Paper 900691, 1990.
- [17] 中尾裕典, 青木 理, 田中達也, 小池祐輔, 山本博之, “高応答遮熱壁面における瞬時熱流束計測,” 第 24 回内燃機関シンポジウム, 99-20137083, 2013.
- [18] D. Bendersky, “A special thermocouple for measuring transient temperatures” , Mechanical Engineering, Vol.75, p.117, 1953.
- [19] T. LeFeuvre, P. S. Myers , O. A. Uyehara, “Experimental instantaneous heat fluxes in a diesel engine and their correlation,” SAE Paper690464, 1969.
- [20] V. D. Overbye, J. E. Bennethum, O. A. Uyehara , P. A. Myers, “Unsteady heat transfer in engines,” SAE paper, Vol.69, pp.461-494, 1961.
- [21] 吉田正一, 針谷安男, 西田勤, “予燃焼室式ディーゼル機関燃焼室各部の熱の流れ（第 1 報）,” 日本機械学会論文集.B 編 Voi.45, No.391, pp.416-425, 1979.
- [22] K. Dao, O. A. Uyehara , P. S. Myers, “Heat transfer rates at gas-wall interfaces in a motored piston engine,” SAE Paper No.730632, 1973.
- [23] 出島一仁, 中別府修, 中村優斗, 土屋智洋, 長坂圭輔, “エンジン内壁面の熱流束を測定する金属基板 MEMS センサの開発,” 日本機械学会論文集, Vol.84 No.858, 2018.
- [24] 中別府修, 磨田謙一, “SThM による局所熱伝導率計測に関する研究,” 日本機械学会論文集 B 編, Vol.72, No.722, pp.2524-2531, 2006.
- [25] 榎本良輝, 古浜庄一, “内燃機関の燃焼室表面瞬間温度測定用熱電対に関する研究,” 日本機械学会論文集 B 編, Vol.50, No.453, pp.1353-1362, 1984.
- [26] 榎本良輝, 古浜庄一, “内燃機関の燃焼室表面瞬間温度測定用熱電対に関する研究(第 2 報, 燃焼室壁面に埋めこまれた場合の検討),” 日本機械学会論文集 B 編, Vol.52, No.474, pp.680-687, 1986.
- [27] 長瀬慶紀, 田坂英紀, “火花点火機関における熱流束計測の精度向上（薄膜型熱流束計構成材料の条件）,” 日本機械学会論文集 B 編, Vol.73, No.732, pp.1753-1758,

2007.

- [28] “超高速応答同軸熱電対 / 金属表面温度計測用【MEDTHERM 製】,” [オンライン]. Available: http://www.techno-office.com/file/MED_TCS.pdf.
- [29] C. Junseok, G. Orgun, F. Zoran, A. Dennis, K. Tang-Wei, N. Paul, R. Rod, “New heat transfer correlation for an HCCI Engine Derived from measurements of instantaneous surface heat flux,” 2004 Society of Automotive Engineers, Paper No.2004-01-2996, 2004.
- [30] 前田篤志, 荒井直之, 中田将徳, 巽健, 松村恵理子, 千田二郎, “ディーゼル噴霧火炎における壁面熱損失に関する研究(第 5 報)(各制御パラメータが熱損失に及ぼす影響),” 自動車技術会学術講演会前刷集 (2017), pp.70-75.
- [31] 奥谷亮介, 横森剛, 松田昌祥, 山本英継, 飯田訓正, 石井大二郎, 三原雄司, “SI エンジン壁面近傍伝熱現象におけるタンブル流と非定常効果の影響,” 自動車技術会学術講演会前刷集 (2017), pp.1168-1173.
- [32] 古浜庄一, “日本機械学会基準(エンジンの温度測定法基準),” JSME S007-1986, 1986.
- [33] 架谷昌信, 最新 伝熱計測技術ハンドブック, テクノシステム, 2011.
- [34] 千輝淳二, 伝熱計算法, 工学図書, 1981.
- [35] 石井大二郎, “内燃機関の瞬時熱流束計測法の開発及び冷却損失低減に関する研究,” 東京都市大学修士学位論文, 2017.
- [36] 江見雅彦, “DI ディーゼル機関における燃焼室壁面への直接熱損失に関する研究,” 東京都市大学大学院 博士学位論文, 2010.
- [37] 棚澤一郎, 西尾茂文, 河村洋, 笠木伸英, 吉田豊明, 伝熱研究における温度測定, 養賢堂, pp.28-29, 1985.
- [38] G. Woschni, “A Universally Applicable Equation for the Instantaneous Heat Transfer Coefficient in the Internal Combustion Engine,” SAE Paper670931, 1967.
- [39] 岡部隆志, 八木貴志, 竹歳尚之, 馬場哲也, 大塚徹郎, 宮村会実佳, 佐藤泰史, 重里有三, “反応性スパッタ法による高熱伝導 AlN の作製,” 日本熱物性シンポジウム, 2007.
- [40] 八木貴志, 竹歳尚之, 馬場哲也, “超高速パルス光を用いたサーモリフレクタンス法によるナノ薄膜・界面の熱物性値評価,” 応用物理, Vol.82, No.5, 2013.
- [41] 一色尚次, 北山直方, 伝熱工学, 改訂版(最新機械工学シリーズ 7), 森北出版, 1984.
- [42] 宮崎康次, “MEMS を利用した温度測定,” 日本機械学会論文集 C 編, Vol.76, No.768, pp.10-12, 2010.

- [43] 長島昭他, 新編熱物性ハンドブック, 養賢堂, 2008.

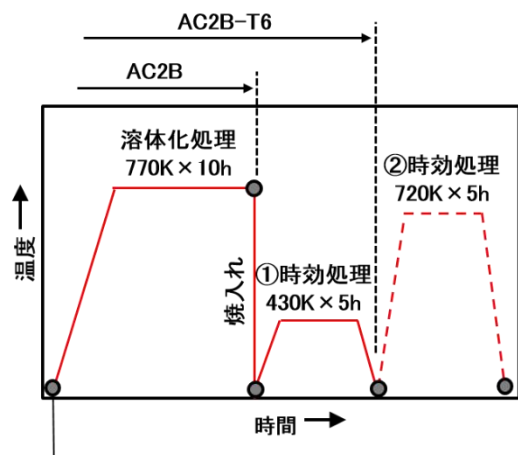
[付録 1]熱処理温度による AC2B-T6 材の熱物性値変化

2. 4. 2 項で得られた AC2B-T6 材の熱伝導率及び比熱が 470～570K で減少して 570K 以上で再増加する理由について、以下で述べる。

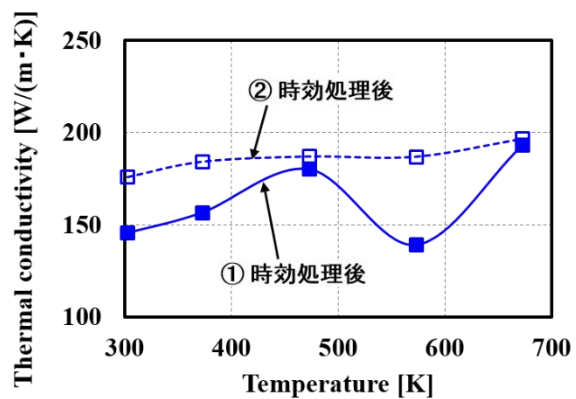
図 A-1(a)に示すように今回の測定で使用した AC2B-T6 材(T6 熱処理)は、770K×10h で溶体化熱処理され、常温まで急速に冷却(焼き入れ処理)し、時効処理①：430K×5h することで飽和状態(安定状態)で固溶する。そのため、430K 以下では安定であるが、430K 以上に上昇させると、何らかの析出が起こり、変曲点が生じたものと推測した。

これらの予測を確認するために、AC2B-T6 材に 720K×5h(10K/min 以下の冷却速度)で熱処理(時効処理②)した後、再度熱物性値の測定を行った。その結果を図 A-1(b)に示すように 570K 付近で大きな変曲点は生じておらず、熱処理前後において大きな変化がみられた。また、熱処理前後のテストピースについて EPMA(Electron Probe Micro Analyzer)を用いて元素分析を行い、AC2B-T6 材に主として含まれる Al, Cu, Si を元素マッピングした結果を図 A-1(c)に示す。特に、Al 及び Cu の分布が変化しており 430K (時効処理温度)以上に達することで Cu 系などの析出によって物性値に変曲点が生じたものと考えられる。

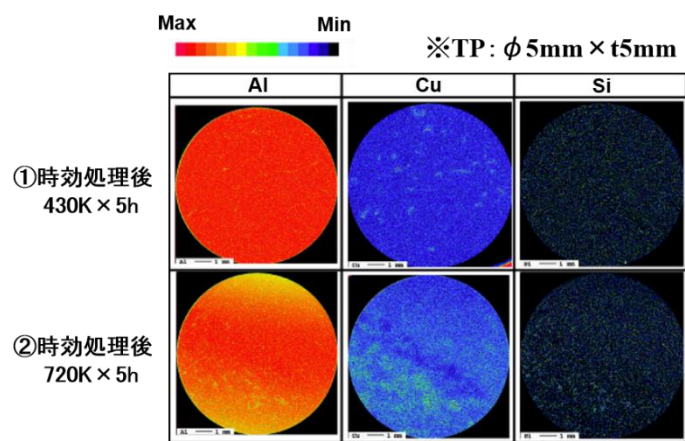
これらのことから、このようにエンジン試験などで壁面温度が T6 熱処理以上なる場合には、あらかじめ熱処理した材料で熱物性値を測定して、熱流束解析に使用することが正確な熱流束解析には重要であると考えられる。



(a) Heat treatment process of AC2B-T6



(b) Thermal conductivity of AC2B-T6



(c) Elemental analysis results of AC2B-T6

図 A-1 熱物性値の温度依存性が熱流束解析結果に与える影響

[付録 2]高精度同軸型熱電対(センサ A)の構成材料の熱物性値

センサ A の構成材料の各温度に対する熱拡散率と比熱はレーザーフラッシュ法と示差走査熱量法(DSC, Differential Scanning Calorimetry) [43]により測定した。各温度に対する密度は常温時(293.15K 一定)のかさ密度と熱機械分析法(TMA, Thermomechanical Analysis) [43]により測定した熱膨張係数を用いて算出した。熱伝導率はこれらの熱拡散率、比熱、密度を用いて計算した。

薄膜の熱伝導率は、結晶構造・欠陥の違いや不純物原子の混入などによってバルクの熱物性値と異なることが報告されており [39], サーモリフレクタンス法 [40]を用いて薄膜の熱伝導率(界面抵抗を含まない)測定した。その結果を表 A-1 に示す。

表 A-1 高精度同軸型熱電対の構成材料の熱物性値測定結果

Material	Temperture [K]	Thermal conductivity [W/m・K]	Temperture [K]	Specific heat [J/kg・K]	Temperture [K]	Density [kg/m ³]
Constantan bulk (Cu-Ni:55-45%)	298	23.6	298	399	293	8894
	373	27.2	373	415	373	8861
	473	31.6	473	431	473	8819
	575	36	575	445	573	8776
	675	39.8	675	456	673	8732
Constantan thin film (Cu-Ni:55-45%)	293	25.7	298	399	293	8894
	373	30.2	373	415	373	8861
	473	35	473	431	473	8819
	573	39.3	575	445	573	8776
	673	45.7	675	456	673	8732
AC2B-T6 bulk	303	145.4	303	889.4	303	2714.9
	373	156.5	373	941.9	373	2702.3
	473	180.0	473	1020.0	473	2682.4
	573	139.0	573	771.0	573	2655.1
	673	193.0	673	1160.0	673	2636.0
AC2B-T6 thin film	303	26.3	303	889.4	303	2714.9
	373	26.7	373	941.9	373	2702.3
	473	29.5	473	1020.0	473	2682.4
	573	28.5	573	771.0	573	2655.1
	673	64.8	673	1160.0	673	2636.0
Adhesive (※1)	303	0.79031	303	252	303	2300
Copper bulk (※2)	150	429	298	393	150	9000
	250	406	373	402	250	8960
	300	401	473	414	300	8940
	600	379	573	423	600	8790
	800	366	673	435	800	8690
Copper thin film			773	445		
	293	194.4	298	393	150	9000
	373	219.2	373	402	250	8960
	473	243.4	473	414	300	8940
	573	252.9	573	423	600	8790
	673	254.9	673	435	800	8690
	773	264.9	773	445		

※1：仕様書より抜粋，※2：文献 [43]より抜粋

[付録 3] 2次元熱流束解析における表面接点位置の妥当性(センサ A)

2次元熱流束解析において、表面接点温度 $T_{a_Surface}$ を与える位置を T_{a1} , T_{a5} , T_{a10} に変化させて解析した熱流束 q_{a1} , q_{a5} , q_{a10} を図 A-2 に示す。最大値付近において、本来(センサがない場合)の熱流束 q_{w/o_sensor} と q_{a10} は差が生じており、 q_{a1} と q_{a5} は q_{a10} よりも $q_{Reference}$ に近づく結果となった。 q_{a1} と q_{a5} はほぼ同等の精度で解析出来ているため、今回は2次元熱流束解析において表面接点温度を T_{a5} に与えた。

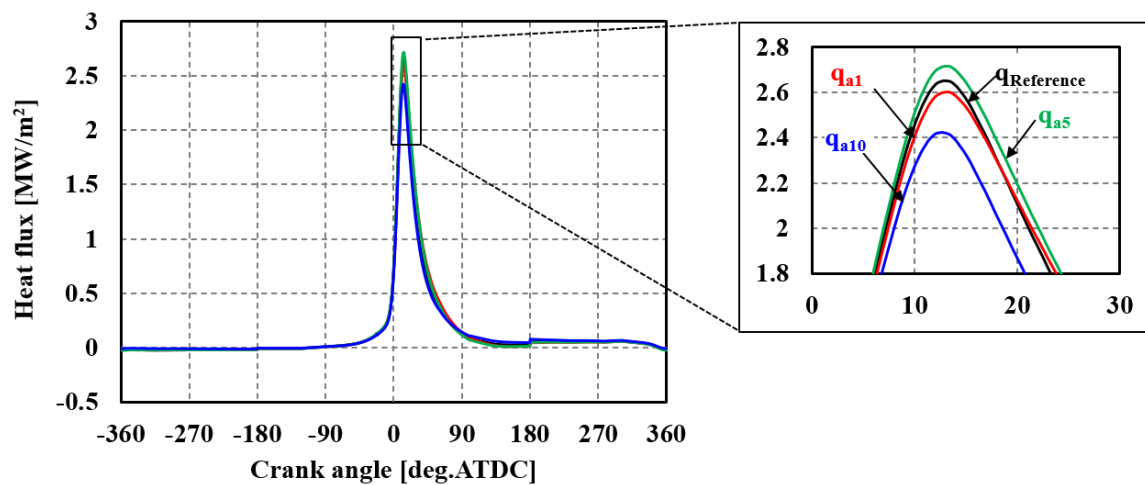


図 A-2 2次元熱流束解析における表面接点温度を与える位置による影響

謝辞

本研究を進めるにあたり，学部 4 年生から現在に至るまでの 6 年間，ご指導を頂きました三原雄司教授に心より感謝いたします。本研究を推進し，学位論文としてまとめることができたのも，様々な視点から粘り強くご指導頂いた三原教授のおかげであります。先生からは計測工学の基礎はもとより，研究課題に取り組む姿勢など研究者としての基礎や心構えについて多々ご指導頂きました。今後ともご指導頂いたことを心がけ，より一層精進して成長していきたいと考えております。

本学位論文をまとめるにあたり，適切なご指導ご助言を賜りました東京都市大学の大上浩教授，眞保良吉教授，ならびに東京工業大学の小酒英範教授に深く感謝いたします。

実験や数値解析の方法，結果などに関して貴重なご助言と討論頂きました，宇都宮大学の針谷安男名誉教授，東京都市大学の高木靖雄名誉教授，慶応義塾大学の飯田訓正特任教授，横森剛准教授，ならびに本研究室の OB でもある本田技術研究所の近藤卓氏，浅沼雅彦氏に深く感謝いたします。

実験の実施などに関してご協力頂きました，慶応義塾大学の山本英継研究員，小松浩幸技術員，東京工業大学の Bae Jaek 氏，山北陽子氏，また加工技術，装置の開発などに関してご協力頂いた，株式会社イワモトの岩本征義氏，岩本匡史氏，MSH システムズ株式会社の森田一二夫氏，前田秀作氏に深く感謝いたします。

日々の研究活動において，技術的なご助言を頂きました岩崎秀之研究員，尾鷲道康研究員，研究を共に行った齊藤広海君，飯島一平君，堀田聖之君，大坪史明君，木嶋太一君，金明来君，小久保祐希君をはじめとする東京都市大学の内燃機関工学の皆さまに深く感謝の意を表します。

最後に，大学に入学してから 9 年間，好きなことだけをする私のわがまを許し，課外活動や研究に専念させてもらい，支えてくれた家族に心から深く感謝いたします。本当に有難うございました。